F 923

KAT

130

Institut. de Documentare Tehn
BUCUREȘTI
ОБМЕН - C...
VYME - WY...
TAUSCH - CHEHA

3099

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Országos Műszaki Könyvtár TULASDONA

1

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

3

Könyvtár

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

3

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

1

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU — *redactor responsabil*; ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R. P. R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU.

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VII, nr. 1 1957

SUMAR

pag.

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

D. BUIMOVICI şi C. CAZACU, Arderea lignitilor din R. P. R. în strat liniştit şi strat răscolit 7
D. BUIMOVICI, C. CAZACU şi N. PĂNOIU, Arderea lignitilor din R. P. R. pe grătarul cu împingere răsturnată 21
D. BUIMOVICI, Aspecte specifice ale arderii lignitilor 33
C. DINCULESCU, I. D. STĂNCESCU şi I. A. BADEA, Indici tehnico-economici pentru termoficarea industrială 43

MOTOARE TERMICE

C. ARAMĂ, A. C. VASILESCU şi G. ZĂTREANU, Contribuţii la studiul experimental al detonaţiei incipiente în motoarele cu aprindere prin scînteie pentru camioane 57

COMBUSTIBILI SOLIZI

I. BLUM şi C. IONESCU-GHEORGHIŢĂ, Asupra elementelor de caracterizare şi clasificare a cărbunilor bruni în general şi a lignitilor romînești în special şi stabilirea nomenclaturii 65
B. IONESCU-SISEŞTI, Noi puncte de vedere asupra noţiunilor actuale privitoare la constituienţii petrografici ai cărbunilor 73
I. BLUM, AL. BĂDĂRĂU, I. EPURE şi CL. GRIGORESCU, Studiul asupra posibilităţilor de reducere a conţinutului de steril din lignit prin spălare cu lichide grele. Nota I. Încercări de descenuşare a lignitilor de Schitu-Goleşti şi Rovinari 83

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

C. I. BUDEANU şi ION S. ANTONIU, Identificarea fenomenelor deformante în întreprinderile industriale de electricitate 93
F. MANEA, Criteriile practice şi premisele de calcul al stabilităţii statice a sistemelor electroenergetice 117
M. CEHAN RACOVIŢĂ, Despre stabilizarea nulului prin reacţie comună la schemele echilibrate în paralel 125

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ ÎN ANUL 1956 145
RECENZII 149

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VII, nr. 1 1957

SOMMAIRE

page

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE

D. BUIMOVICI et C. CAZACU, La combustion des lignites roumains sur la grille à chaîne et sur la grille à poussée supérieure 7
D. BUIMOVICI, C. CAZACU et N. PĂNOIU, La combustion des lignites roumains sur la grille à poussée renversée 21
D. BUIMOVICI, Quelques aspects caractéristiques de la combustion des lignites 33
C. DINCULESCU, I. D. STĂNCESCU et I. A. BADEA, Indices technico-économiques pour la thermofication industrielle 43

MOTEURS THERMIQUES

C. ARAMĂ, A. C. VASILESCU et G. ZĂTREANU, Contribution à l'étude expérimentale du cliquetis naissant dans les moteurs à allumage par étincelle pour autocamions 57

COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM et C. IONESCU-GHEORGHIŢĂ, Eléments pour caractériser et classifier les charbons bruns en général et les lignites roumains en particulier, et l'établissement d'une nomenclature 65
B. IONESCU-SISEŞTI, Nouveaux points de vue sur les notions actuelles concernant les constituants pétrographiques des charbons 73
I. BLUM, AL. BĂDĂRĂU, I. EPURE et CL. GRIGORESCU, Etude des possibilités de réduire le contenu en stérile des lignites, par lavage au moyen de liquides lourds. Note I. Essais sur la diminution des cendres des lignites de Schitu Goleşti et de Rovinari 83

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

C. I. BUDEANU et ION S. ANTONIU, Identification des phénomènes déformants dans les entreprises industrielles d'électricité 93
F. MANEA, Critériums pratiques et prémisses de calcul de la stabilité statique des systèmes électro-énergétiques 117
M. CEHAN RACOVIŢĂ, Sur la stabilisation du neutre par réaction commune dans les schémas équilibrés en parallèle 125

L'ACTIVITÉ DE L'INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE EN 1956 145
COMPTES RENDUS 149

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VII, № 1 1957

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА И ТЕПЛОТЕХНИКА Стр.

Д. БУЙМОВИЧ и К. КАЗАКУ, Сжигание румынских лигнитов при спокойном и при расшурованном слое 7

Д. БУЙМОВИЧ, К. КАЗАКУ и Н. ПЭНОЮ, Сжигание румынских лигнитов на обратно-переталкивающей решетке 21

Д. БУЙМОВИЧ, Некоторые специфические аспекты сжигания лигнитов . . 33

К. ДИНКУЛЕСКУ, И. Д. СТЭНЧЕСКУ и И. А. БАДЯ, Технико-экономические показатели для промышленной теплофикации 43

ТЕПЛОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ

К. АРАМЭ, А. К. ВАСИЛЕСКУ и Г. ЗЭТРЯНУ, К вопросу об экспериментальном исследовании начинающейся детонации в двигателях грузовиков с искровым зажиганием 57

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

И. БЛУМ и К. ИОНЕСКУ-ГЕОРГИЦЭ, Об элементах характеризования и классификации бурых углей вообще и румынских лигнитов в частности с установлением номенклатуры 65

Б. ИОНЕСКУ-СИСЕШТИ, Новый взгляд на современные понятия о петрографических составных частях угля 73

И. БЛУМ, А. БЭДЭРЭУ, И. ЕПУРЕ и К. ГРИГОРЕСКУ, Исследование возможностей уменьшения количества пустой породы в лигнитах путем промывания тяжелыми жидкостями. Сообщение I. Попытки обеззоливания лигнитов из Скиту Голешть и Ровинарь 83

ЭЛЕКРОЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

К. И. БУДЯНУ и И. С. АНТОНИУ, Обнаружение деформирующих явлений в электропромышленных предприятиях 93

Ф. МАНЯ, Практические критерии и предпосылки при расчете статической устойчивости электроэнергических систем 117

М. ЧЕХАН РАКОВИЦЭ, О стабилизации нуля путем общей реакции в параллельно уравновешенных схемах 125

В ИСТИТУТЕ ЭНЕРГЕТИКИ В 1956 ГОДУ 145

РЕЦЕНЗИИ 149

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

ARDEREA LIGNIŢILOR DIN R. P. R. ÎN STRAT LINIŞTIT ŞI STRAT RĂSCOLIT

DE

D. BUIMOVICI şi C. CAZACU

Problema largii utilizări energetice a ligniților romînești constituie o foarte importantă preocupare pentru economia țării noastre. Încercările izolate și sporadice de ardere rațională a ligniților, nefiind bazate pe un cadru științific, nu au creat bagajul necesar de cunoștințe pentru a se putea elabora tehnica de ardere corespunzătoare. De asemenea, lipsa unei preocupări din partea întreprinderilor ce folosesc acest combustibil, ca și lipsa unui personal calificat pentru rezolvarea acestor probleme, au creat premisele unei totale necunoașteri în privința utilizării energetice a ligniților din R.P.R. Aceste considerente au fost determinate de utilizarea aproape exclusivă de combustibili superiori, marea parte chiar a centralelor electrice funcționînd cu produse petrolifere și gaze naturale.

Este semnificativ faptul că producția noastră de cazane de abur nu a fost preocupată de o astfel de problemă, greutățile inerente începutului determinînd de multe ori însăși abandonarea acesteia.

În general, metodele de ardere în cazul combustibililor superiori sînt cunoscute din literatura de specialitate, spre deosebire de arderea rațională a ligniților, pentru care inexistența unei documentații situează această problemă pe primul plan în orientarea cercetărilor energetice din țara noastră.

Ceea ce este caracteristic ligniților romînești este desigur umiditatea îndeajuns de ridicată (25 ÷ 40 %) și procentul mare de cenușă (45÷55 % raportat la masa uscată), creînd astfel condiții nefavorabile pentru obținerea unor randamente economice. Caracteristicile fizico-chimice ale zgurilor ligniților din R.P.R. și în special temperatura de înmuiere foarte coborîtă, determină instabilitatea proceselor de ardere, creșterea exagerată a pierderilor de căldură prin ardere mecanică și chimică incompletă și obținerea unor încărcări termice foarte coborîte.

Institutul de energetică al Academiei R.P.R. a înscris în planul său de cercetare, pentru o primă perioadă, problema arderii în strat a ligniților românești, contribuind astfel la acoperirea unui gol din energetica țării noastre. Calea urmată de sectorul de ardere al Institutului a fost de la simplu la compus, constînd din încercări de ardere a ligniților pe diverse grătare, de la grătarul fix înclinat și pînă la grătarul cu împingere răsturnată.

În articolul de față ne vom ocupa de încercările efectuate*) pe două sisteme de grătar—catenar și cu împingere superioară**) urmînd ca celelalte încercări să fie expuse în alte articole.

Atacarea problemei arderii ligniților prin experimentarea acestor două tipuri de grătar a fost inițiată pentru a verifica superioritatea arderii ligniților în strat răscolit față de arderea în strat liniștit, părere ce a fost afirmată de mai multe ori de către cercetătorii Institutului de energetică [1] [2].

Grătarul catenar pe care s-au făcut experiențele de ardere a ligniților are o suprafață de 11,2 m², cu lățimea de 2,64 m și lungimea activă de 4,24 m. El este format din două pînze acționate simultan de două motoare electrice, prin intermediul variatoarelor de viteză cu curele. Din cauza funcționării defectuoase a variatoarelor, limita inferioară a vitezei grătarului este de 4,6 m/h, viteză care, după cum se va vedea în decursul expunerii, este totuși prea mare pentru a întreține o ardere corespunzătoare. Aerul necesar arderii, după ce parcurge preîncălzitorul, este condus spre cele trei guri de insuflare practicate în zidărie, care prin dimensiunea lor diferită determină o repartizare fixă (fără posibilități de reglaj) a aerului. Zăvorul de zgură al grătarului nu a funcționat la data cînd au fost efectuate experiențele. Focarul are un volum de 36 m³, avînd o boltă anterioară redusă, situată la 600 mm deasupra grătarului, și nu are boltă posterioară.

Trebuie accentuată starea deplorabilă în care se afla cazanul de abur, neetanșeitățile existente atît pe partea gazelor, cît și pe partea aerului, neetanșeități ce au creat condiții nefavorabile pentru o ardere satisfăcătoare. De asemenea, trebuie făcută remarca imposibilității varierii diverșilor parametri de funcționare ai focarului, ca de exemplu variația presiunii aerului insuflat, a vitezei grătarului ș.a.

Combustibilul utilizat a fost lignit de Schitu Golești, brut sau deshidratat, avînd granulația de 0÷30 mm sau 10÷30 mm și lignit de Filipești de Pădure cu granulația 10÷30 mm. Puterea calorifică inferioară a cărbunelui utilizat la încercări a variat între 2430 kcal/kg și 3270 kcal/kg, corespunzătoare procentelor de cenușă de 26,91% și 14,76%, umiditatea variind între limite mult mai restrînse (27,2 % ÷ 30,2 %).

---

*) La experiențe au mai participat ing. N. Pănoiu, ing. G. Singer, ing. F. Westfried și chimist R. Heller.

**) *Arderea ligniților pe grătare catenare.* Memoriul Institutului de energetică din octombrie 1955 și *Arderea ligniților pe grătar cu împingere superioară.* Memoriul Institutului de energetică din ianuarie 1956.

În vederea experiențelor cazanul a fost echipat cu aparatura necesară măsurării parametrilor ce caracterizează un proces de ardere, aparatură ce a fost montată de către brigada Secției de termoenergetică din Institutul de energetică. Analiza combustibilului a fost făcută la laboratorul secției de combustibili solizi a Institutului de energetică.

Cazanul de abur asupra căruia s-au făcut încercările expuse mai jos utilizează în mod curent drept combustibil un amestec de lignit brut și deshidratat. Folosirea lignitului brut nu asigură parametrii aburului reclamați de producție. Această situație a determinat o limitare a duratei încercărilor și uneori oprirea probelor cînd acești parametrii atingeau valori prea coborîte.

Din totalul încercărilor efectuate, în articolul de față se vor analiza rezultatele obținute la 5 probe, care permit elaborarea unor concluzii suficiente în ceea ce privește arderea lignitilor în strat liniștit. Tabloul nr. 1 cuprinde cîteva valori mai importante din analiza combustibilului pe fiecare încercare.

Tabloul nr. 1

Denumirea	Unitatea de măsură	Proba				
		I	II	III	IV	V
Bazinul carbonifer	—	Schitu Golești	Schitu Golești	Schitu Golești	Schitu Golești	Filipești de Pădure
Natura lignitului	—	cărbune brut	cărbune brut	cărbune brut	cărbune deshidratat	cărbune brut
Granulația	mm	10—30	10—30	0—30	10—30	10—30
Umiditatea totală	%	30,20	27,60	27,60	18,28	31,20
Cenușă	%	23,14	21,65	14,76	16,58	23,33
Sulf total	%	0,83	0,89	0,79	1,05	2,59
Carbon	%	29,15	32,01	36,27	42,50	27,22
Hidrogen	%	2,63	2,86	3,47	3,64	2,34
Putere calorifică inferioară	$\frac{\text{kcal.}}{\text{kg}}$	2558	2850	3271	3775	2355

Măsurătorile efectuate au permis calcularea pierderilor de căldură și a parametrilor funcționali ai focarului, ajungîndu-se la stabilirea randamentului arderii pe fiecare încercare. Aceste rezultate sînt consemnate în tabloul nr. 2. De menționat lipsa rezultatelor pentru proba a V-a, la care, datorită instabilității arderii pe grătar, s-au obținut valori foarte coborîte ale mărimilor caracteristice de funcționare a focarului, care au dus după 50 de minute de funcționare la imposibilitatea continuării probei; stabilirea unui randament al arderii și calcularea pierderilor de căldură la această încercare ar fi un non sens, avînd în vedere imposibilitatea menținerii arderii pe grătar. Cauzele obiective care au determinat această stare de fapt, ca și observațiile calitative de la această încercare, vor fi expuse mai departe.

Tabloul nr. 2

Denumirea	Unitatea de măsură	Proba I	Proba II	Proba III	Proba IV
Durata încercării	ore	3,5	4	2	2
Consum combustibil	kg/h	620	780	760	1 355
Temperatura medie gaze focar	°C	428	526	516	788
Temperatura aer preîncălzit	°C	58	64	53	64
Exces mediu de aer focar	—	3,46	3,41	2,15	2,40
Încărcarea specifică a grătarului	kg/m²h	55,3	69,5	67,9	121
Încărcarea termică a grătarului	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\text{h}}$	141 300	198 000	221 000	425 000
Încărcarea spațială a focarului	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^3\text{h}}$	44 000	61 800	68 800	132 000
Pierderi prin zgură	%	9,32	7,66	6,95	5,56
Pierderi prin cenușă și căzătură	%	7,40	2,28	4,35	2,02
Pierderi prin cenușă volantă	%	2,12	0,70	1,21	1,60
Pierderi prin căldura fizică a zgurii	%	0,52	0,52	0,29	0,34
Pierderi prin căldura fizică a cenușii volante	%	0,102	0,055	0,075	0,182
Pierderi prin arderea mecanică incompletă	%	17,462	11,215	12,875	9,702
Pierderi prin ardere chimică incompletă	%	7,68	7,23	5,57	5,69
Randamentul arderii	%	74,858	81,555	81,555	84,608
Gradul de eficacitate al arderii [1])	%	23,1	25,4	30,9	29,1

[1]) Expresia gradului de eficacitate al arderii este *)

$$\Omega = \eta_{\text{foc}} \frac{V_{\text{gat}}}{V_{\text{gar}}} \%,$$

unde
V_{gat} = volumul de gaze pentru $\alpha = 1$,
V_{gar} = volumul de gaze pentru α real.

Înainte de a trece la analiza datelor cuprinse în tabloul nr. 2 socotim necesar a reda cîteva observații generale asupra procesului arderii, culese în decursul probelor, precum și unele explicații ale fenomenelor observate.

Faza de pregătire termică a cărbunelui se petrece pe o porțiune relativ mare de grătar; această situație este neîndoielnic determinată de conținutul mare de umiditate al lignitului brut, dar mai ales de absența unei bolți posterioare și insuficienta profilare a celei anterioare. Gazele de ardere fierbinți, nedeviate în drumul lor spre fasciculul convectiv, nu contribuie la pregătirea termică a combustibilului. Urmărind succesiunea fazelor procesului de ardere pe grătar, faza de degajare și ardere a volatilelor ocupă o porțiune de grătar mare și necesită o perioadă de timp suficient de lungă. Flăcările din această zonă au o înălțime moderată (1,5 ÷ 2 m) și un caracter domol, neintensiv. Arderea materiei combustibile din cărbune s-a efectuat fără apariția plăcilor de zgură (cu excepția unei scurte perioade din încercarea a II-a), zgura rezultînd în general

*) D. Buimovici, *Pierderile ireversibile ale arderii*. Comunicare prezentată în Sesiunea Academiei R.P.R. din iulie 1956.

sub formă de granule de dimensiuni mici, granule neaderente de grătar. Evacuarea zgurii nu a întîmpinat dificultăți, nefiind necesară o intervenție manuală în acest sens. Instabilitatea arderii a condus uneori la accidente nedorite în exploatare, determinînd menținerea focului cu ajutorul lemnelor și mărirea exagerată a pierderilor de căldură prin ardere mecanică și chimică incomplete, pierderi ce nu figurează în tabloul nr. 2, ele aparținînd unor probe considerate neconcludente.

Deoarece focul a avut permanent tendința de a se deplasa spre sfîrșitul grătarului, au fost luate următoarele măsuri :

a) micșorarea vitezei grătarului la valoarea corespunzătoare limitei inferioare (4,6 m/h) ;

b) micșorarea grosimii stratului de la 150 mm la 100 mm ;

c) oprirea grătarului la un anumit interval pentru perioade scurte (5 min) în care timp arderea se repartiza mai uniform pe grătar ;

d) oprirea exhaustorului de gaze la un anumit interval pentru perioade scurte (5 min).

Prin luarea acestor măsuri s-a asigurat stabilitatea arderii, precum și o reducere substanțială a pierderilor, în schimb a apărut dezavantajul exploatării instalației cu încărcări termice foarte reduse.

Trecînd la analiza rezultatelor obținute se remarcă valorile foarte coborîte ale încărcărilor grătarului și focarului față de cele întîlnite în literatura de specialitate. Aceste valori scăzute sînt determinate de necesitatea funcționării cu o viteză de grătar redusă (fără a mai aminti de opririle semnalate) și a unei grosimi de strat mică, deci un consum de combustibil scăzut. Încercările de mărirea grosimii stratului, ca de altfel și cele de mărirea vitezei grătarului, au creat dificultăți mari din cauza instabilității arderii și a creșterii exagerate a pierderilor de căldură prin ardere incompletă.

Excesele de aer obținute depășesc cu mult valorile uzuale, ele datorîndu-se neconcordanței între debitul de aer refulat de ventilator și consumul de combustibil, dublată fiind de inexistența unor clape de reglare a aerului în zone, cît și datorită neetanșeităților focarului respectiv. Aerul insuflat în prima parte a grătarului, neparticipînd la ardere, trece prin stratul de cărbune în camera focarului, și din cauza unei profilări necorespunzătoare, ajunge sub forma unor vîne masive în fasciculul de țevi (deci neparticipînd nici la arderea volatilelor). Utilizarea la încercarea a III-a a unui cărbune cu o altă granulație (0 —30 mm) a dus la o etanșare din partea stratului, aceasta reflectîndu-se în valoarea excesului de aer mai coborîtă ca la celelalte probe. Excesele mari de aer au avut influențe nefavorabile asupra arderii, prin răcirea spațiului focarului, lucru care de altfel se reflectă și în temperaturile foarte coborîte ale gazelor de ardere. De asemenea, nu a existat posibilitatea ca stratul să-și ridice temperatura, deoarece avînd o rezistență hidraulică mică, aerul a pătruns prin strat cu viteză mare, contribuind la răcirea lui prin convecție. Pe de altă parte, fasciculul de țevi nefiind mascat de către bolți, influența suprafețelor reci s-a făcut simțită și asupra stratului.

Ceea ce a determinat obținerea unor pierderi prin ardere chimică incompletă cu mult peste valorile din literatura de specialitate, a fost

lipsa unei turbulizări a gazelor în focar, prin amplasarea unor bolți corespunzătoare, și temperaturile în strat foarte coborîte. În afara acestor cauze, a căror valabilitate nu este determinată de tipul grătarului, apare influența stratului liniștit asupra acestor pierderi. Din observarea arderii s-a constatat că, pe o secțiune a stratului de cărbune, păturile superioare ale acestuia, uneori (determinat de anumite condiții) se aprind decalat în urmă față de cele inferioare, creînd astfel condiții de reducere a bioxidului de carbon. Asupra acestor cauze vom insista cînd se va face comparația între stratul liniștit și cel răscolit. De asemenea, valoarea pierderilor prin ardere mecanică incompletă depășesc valorile uzuale. Ele au fost cauzate de regimurile termice coborîte din stratul de cărbune, de faptul că arderea se petrecea pe ultimele zone ale grătarului, ceea ce a condus la o ardere incompletă, dar mai ales de particulele de cărbune care au fost înglobate în zgură sau acoperite de zgură, particule care nu s-au putut desprinde din cauza lipsei răscolirii stratului. Randamentul arderii variază între limite îndeajuns de strînse (74% ÷ 84%), urmărind îndeaproape puterea calorifică a combustibilului. Bineînțeles, ca urmare a pierderilor de căldură exagerat de mari și aceste valori ale randamentului sînt cu mult sub cele uzuale (90%). Ele oglindesc funcționarea defectuoasă a grătarului, profilarea necorespunzătoare a focarului, existența regimurilor termice coborîte.

După cum s-a mai arătat în cuprinsul expunerii, utilizarea lignitului de Filipești de Pădure (proba a V-a) nu a dat posibilitate evaluării pierderilor de căldură și a unui randament din cauza imposibilității menținerii arderii pe grătar. Pentru a exemplifica această afirmație, redăm cîteva valori ale parametrilor focarului care oglindesc arderea cu totul necorespunzătoare ce a avut loc pe grătar. Astfel temperatura gazelor în focar a coborît la sfîrșitul încercării la valoarea de 270°C, iar excesul de aer în focar atinge valori de peste 6. Este de remarcat imposibilitatea redresării focului, cu toate eforturile depuse în acest scop. Cauzele care au determinat o atare situație sînt complexe. Analiza probei medii de cărbune indică valori care se apropie de valorile proprii sortului inferior de lignit de Schitu Golești.

Deoarece la aspect lignitul de Filipești de Pădure prezintă mult steril, presupunem că au existat abateri de la proba medie de cărbune, procentul de cenușă real fiind probabil mai ridicat decît cel indicat în buletinul de analiză. O altă cauză care a contribuit la instabilitatea arderii este temperatura foarte coborîtă de început de înmuiere a zgurii. Pe de altă parte arderea defectuoasă a creat un mediu semireductor în focar ceea ce a determinat scăderea și mai pronunțată a temperaturii de înmuiere a zgurii. Repetarea probei ar fi elucidat unele probleme și fenomene petrecute, însă acest lucru nu s-a putut realiza, din lipsa cantității corespunzătoare de lignit.

Grătarul mecanic cu împingere superioară, asupra căruia s-a efectuat cealaltă serie de încercări, aparține cazanului de 6,5 t/h tip I. P. R. O. M., montat de către Uzinele „Mao-Tze-Dun" la întreprinderea Electroizolantul București.

Grătarul se compune din două cadre : unul fix și celălalt mobil, pe care sînt montate 13 și respectiv 12 profile, ce susțin barele grătarului. Pentru obținerea unor viteze diferite ale grătarului, acționarea se face prin intermediul unui reductor cu șase trepte de viteză. Mișcarea se transmite mai departe la axul cu excentric, iar pentru realizarea unor curse diferite ale barelor de grătar, pîrghia care acționează cadrul mobil are prevăzută o serie de orificii, în care se fixează piesa de legătură de la excentric.

Suprafața grătarului este de 9,2 m^2, avînd lungimea de 4,6 m și lățimea de 2,0 m.

Aerul de insuflare, după ce parcurge preîncălzitorul, pătrunde în cele trei zone, formate din cutii de tablă, situate sub grătar. Pe conductele de aer, înainte de intrarea în zone, sînt montate clape de reglaj. Zgura este evacuată prin pîlnia de zgură amplasată la sfîrșitul grătarului, fiind prevăzută cu clapă de închidere cu cremalieră. Focarul are un volum de 34 m^3, în interiorul său fiind amplasate o boltă anterioară profilată pe o lungime de 1050 mm și una posterioară cu lungimea de 1500 mm, situate la o distanță de 1000 mm deasupra grătarului.

La data cînd s-au făcut experiențele, cazanul prezenta multe deficiențe, datorite montajului necorespunzător și exploatării defectuoase. Pentru a exemplifica această stare de fapt este suficient să amintim necorespondența dintre cursa maximă a barelor de grătar prevăzută în proiect (80 mm) și cea obținută prin montaj (50 mm). De asemenea neetanșeitățile vizibile ale cazanului, observabile mai ales la clapele de explozie și gurile de vizitare, determină pătrunderea masivă a aerului fals în focar și pe drumurile gazelor de ardere. În ceea ce privește circuitul de aer montajul defectuos manifestat prin neetanșeitatea existentă, ca și subdimensionarea ventilatorului (din punctul de vedere al presiunii de insuflare) determină valori foarte coborîte ale presiunii aerului în zone. Aceste inconveniente semnalate mai sus au avut consecințe nefavorabile asupra procesului de ardere.

Cazanul a fost echipat cu aparatura necesară de către brigada Secției de termoenergetică din cadrul Institutului de energetică. Analiza probelor medii de cărbune a fost efectuată de către laboratorul de combustibili al Secției de termoenergetică.

Combustibilul utilizat pe acest grătar provine din bazinul carbonifer Filipești de Pădure, avînd granulația 30÷350 mm. Linia tehnologică de preparare a cărbunelui cuprinde un concasor ce asigură granulația maximă de 80 mm, de unde cărbunele este transportat cu elevatorul pînă în buncărele situate la cota maximă a sălii cazanelor. Caracteristicile principale ale lignitului utilizat sînt următoarele :

umiditate totală — 31,95÷32,33%,
cenușă (la cărbune natural) — 26,65%,
sulf total — 2,65 %,
carbon — 24,57 %,
hidrogen — 2,25 %,
putere calorifică inferioară — 2246 $\frac{kcal}{kg}$.

Încercările efectuate au fost conduse cu scopul de a pune în evidență influența diverșilor parametri. În tabloul nr. 3 sînt consemnate rezultatele obținute la trei încercări.

Nu a fost posibil a se asigura funcționarea grătarului fără intervenție dinafară. Astfel în decursul probelor a fost necesar a se răscoli stratul cu ranga (la 15—20 min), atît pentru ruperea blocurilor de zgură, cît și pentru activarea focului. Alimentarea mecanică cu cărbune a grătarului dovedindu-se insuficientă, a fost de asemenea necesară antrenarea, cu ajutorul răngii, a cărbunelui din buncăr pe primele trei trepte ale grătarului.

Tabloul nr. 3

Denumirea	Unitatea de măsură	Încercarea		
		I	II	III
Durata încercării	ore	5	5	3
Durata unei curse complete a grătarului	s	30	30	13÷20
Presiunea aerului în zone	mm col. apă	1÷2	1÷2	4 ÷ 5
Consum combustibil	kg/h	1 280	920	840
Temperatura medie gaze focar	°C	572	490	600
Temperatura aer preîncălzit	°C	111	20	20
Exces mediu aer focar	—	4,88	4,9	2,9
Încărcarea specifică a grătarului	$\frac{kg}{m^2h}$	139	100	91
Încărcarea termică a grătarului	$\frac{kcal}{m^2h}$	312 000	223 000	205 000
Încărcarea spațială a focarului	$\frac{kcal}{m^3h}$	85 000	60 400	55 600
Pierderi prin zgură	%	0,596	0,646	1,95
Pierderi prin cenușă și căzătură	%	0,27	0,190	0,48
Pierderi prin căldura fizică a zgurii	%	0,591	0,587	0,62
Pierderi prin ardere mecanică incompletă	%	1,457	1,424	3,05
Pierderi prin ardere chimică incompletă	%	0,0	0,0	0,0
Randamentul arderii	%	98,224	98,376	96,8
Gradul de eficacitate al arderii	%	24,0	23,9	38,0

La încercările I și a II-a s-a urmărit influența aerului preîncălzit asupra arderii, iar la încercările a II-a și a III-a influența măririi presiunii aerului.

Trecînd la analiza acestor încercări, cînd intervenția cu ranga a contribuit la răscolirea stratului, se remarcă influența favorabilă a preîncălzirii aerului asupra arderii manifestată prin scurtarea fazei de pregătire termică și obținerea unor regimuri termice relativ ridicate. Nu s-a per-

ceput o diferență în ceea ce privește formarea zgurii la încercările I și a II-a, aceasta rezultînd sub formă de bulgări mari. Din cauza neuniformității pătrunderii aerului pe lățimea grătarului, pe părțile laterale se petrecea o ardere intensă, care determina o curgere anevoioasă a cărbunelui pe grătar. Arderea avea un caracter periodic determinat de intervenția manuală, făcută la 15÷20 min, manifestată prin variația periodică între limite largi a parametrilor de funcționare. Mărirea presiunii aerului de insuflare s-a realizat la încercarea a III-a prin ocolirea preîncălzitorului de către aer, spre deosebire de încercarea a II-a cînd gazele au ocolit acest preîncălzitor. Din examinarea rezultatelor obținute se remarcă influența favorabilă asupra arderii a ridicării presiunii aerului. Regimul termic a fost mai ridicat, ceea ce însă a determinat formarea zgurii sub formă de plăci (și nu sub formă de bulgări ca în probele precedente), necesitînd o creștere a numărului de intervenții manuale pe oră (cam de 6 ori). Focul a devenit mai viu, flăcările atingînd o înălțime de peste 2 m. Cu toată această intensificare s-au păstrat caracterul periodic al arderii (datorit intervenției cu ranga) și arderea marginală.

De remarcat imposibilitatea atingerii debitului nominal al cazanului chiar în această situație îmbunătățită (presiune mai mare sub grătar), deoarece chiar prin intervențiile manuale repetate nu s-a putut asigura încărcarea cu combustibil corespunzătoare debitului nominal de abur al cazanului. Astfel s-au obținut următoarele valori ale debitului de abur:

Tabloul nr. 4

Denumirea	Unitatea de măsură	Încercarea		
		I	II	III
Presiune abur supraîncălzit	atm	6,11	4,76	4,73
Temperatură abur supra-încălzit	°C	329	307	311
Debitul de abur	$\frac{kg}{h}$	2530	2220	2490

Factorii care au determinat obținerea unor încărcări termice foarte reduse sînt legați în primul rînd de consumul redus de combustibil, a cărui valoare este aproximativ o treime din cel prevăzut în proiect. Se remarcă încărcarea mai ridicată obținută la încercarea I care se datorește utilizării aerului preîncălzit și unei intensificări a intervențiilor manuale. Dacă utilizării aerului preîncălzit nu i se poate aduce nici o obiecție, în schimb mărirea numărului de intervenții manuale conduce la o pătrundere masivă de aer fals prin deschiderea gurilor de vizitare. Excesele de aer se datoresc în mare parte neconcordanței între debitul de aer refulat de ventilator și consumul de combustibil, care a fost mult mai mic decît cel prevăzut în proiect (2400 kg/h). În afara acestor justificări trebuie amintite pătrunderile de aer fals, atît în timpul intervenției manuale (prin deschiderea gurilor de vizitare), cît și datorită neetanșeităților existente la cazan. Excesul de aer mai scăzut la încercarea a III-a se datorește

formării zgurii sub formă de plăci, ceea ce a creat o rezistenţă mare la pătrunderea aerului prin grătar. Influenţa acestor excese mari de aer ca şi a unor regimuri termice coborîte se reflectă în valorile scăzute ale temperaturii gazelor de ardere în focar. Viteza redusă şi cursa mică a barelor de grătar au determinat o staţionare îndelungată a cărbunelui pe grătar. Aceste condiţii de funcţionare, ca şi în parte excesele mari de aer, au condus la o ardere aproape completă a cărbunelui. Ceea ce a determinat creşterea pierderilor prin arderea mecanică incompletă la încercarea a III-a a fost desigur regimul termic ridicat în strat ce a favorizat înglobarea în masa zgurii a particulelor de cărbune. Excesele mari de aer au cauzat o ardere chimică completă. Cu toate că s-a acordat o mare atenţie analizei gazelor de ardere nu s-au perceput procente de CO la nici una din probele amintite. Randamentul arderii a atins valori foarte ridicate, ca urmare a pierderilor coborîte. Aceasta nu este însă o situaţie reală, deoarece valorile mari ale exceselor de aer şi regimurile termice coborîte oglindesc o ardere necorespunzătorea. De altfel valorile scăzute ale gradului de eficacitate al arderii pledează în acest sens, fiind cu mult sub valorile normale (70—75%).

În afara acestor probe s-a încercat funcţionarea grătarului fără intervenţie manuală utilizînd acelaşi lignit ca la încercările precedente. Proba s-a desfăşurat timp de 2 ore obţinîndu-se următoarele valori :

temperatura gazelor de ardere în focar,
— pe întreagul timp — 340°C,
— pe ultima jumătate de oră — 255°C,
consum de combustibil — 300 kg/h,
încărcarea specifică a grătarului — 33 kg/m²h,
încărcarea termică specifică a grătarului — 68 000 kcal/m²h,
încărcarea termică spaţială a focarului — 19 800 kcal/m³h,
exces de aer în focar — >10.

Arderea s-a petrecut pe prima jumătate a grătarului, flăcările fiind leneşe şi scurte. Placa de zgură formată acoperă în întregime zona I. Grătarul nu reuşeşte să dizloce această placă, barele lui mişcîndu-se sub ea, deci fără a influenţa stratul de cărbune, cu atît mai mult de a-l răscoli. Din această cauză, curgerea cărbunelui pe grătar este stagnată, iar alimentarea cu combustibil este mult micşorată. Placa de zgură păstrează în continuare aceeaşi poziţie, din care cauză focul are tendinţa de a se stinge, nefiind alimentat cu cărbune, ceea ce determină încetarea probei. În tot timpul probei, barele s-au mişcat sub placa de zgură, care datorită acestui fapt a luat pe partea sa inferioară forma barelor. În stadiul actual, grătarul nu poate funcţiona singur, fără intervenţia manuală, neîndeplinind funcţiunile mecanice corespunzătoare, din cauza vitezei reduse, cursei mici şi mişcării doar în plan orizontal a barelor.

Nu vom insista asupra valabilităţii grătarului catenar sau al celui cu împingere superioară în ceea ce priveşte arderea ligniţilor din R.P.R.,

ci vom axa concluziile pe comparația între cele două procedee : arderea în strat liniștit și arderea în strat răscolit. Ca o trăsătură comună sînt desigur încărcările foarte coborîte datorite în special condițiilor defectuoase de montare și exploatare ale cazanelor. Lipsa unei presiuni suficiente de insuflare a aerului, neetanșeitățile focarului, absența bolților sau profilarea lor nejudicioasă ș.a. au determinat imposibilitatea obținerii de încărcări normale. Se remarcă diferența foarte accentuată a pierderilor prin ardere mecanică și chimică incompletă la cele două metode de ardere, deși lignitul de Schitu Golești, ars pe grătarul catenar, este de calitate superioară celui de Filipești de Pădure ars pe celălalt grătar. Stratul liniștit favorizează prin însuși principiul său de funcționare o ardere incompletă. Particulele de cărbune (în special cele mici) sînt fie înglobate în masa păstoasă a zgurii, fie (în special cele mari) se acoperă de o peliculă de zgură, astfel încît accesul aerului în interiorul particulelor este mult frînat, iar de multe ori chiar anihilat. În felul acesta se explică pierderile însemnate prin ardere mecanică incompletă. Deși excesele de aer au fost foarte ridicate, pierderile prin ardere chimică incompletă sînt mari, ceea ce arată feul defectuos al participării aerului în procesul arderii. Aceste defecte ale arderii, care se vor accentua în cazul unor încărcări mari, nu s-au făcut observabile la arderea în strat răscolit. Pentru această afirmație pledează în primul rînd valorile mici ale pierderilor precum și observațiile culese în timpul probelor. Răscolirea și mai accentuată a stratului de către grătar ar da posibilitate utilizării unor încărcări normale, fără a ridica peste limitele admisibile valorile pierderilor. Particula de cărbune în strat răscolit are o mișcare neregulată, vine în contact cu alte particule incandescente, ceea ce ajută și la aprinderea ei. În cazul înglobării în masa păstoasă a zgurii, răscolirea contribuie la detașarea acestei particule din zgură, favorizînd continuarea arderii. Răscolirea stratului contribuie la pătrunderea aerului prin tot stratul, neexistînd o diferențiere în ceea ce privește păturile superioare și cele inferioare, realizîndu-se astfel condiții pentru ardere completă.

În decursul expunerii s-a amintit de imposibilitatea menținerii unei arderi pe grătarul catenar în cazul funcționării cu lignit de Filipești de Pădure. Amintim doar că experiențele pe grătarul cu împingere superioară au fost făcute cu lignit din același bazin carbonifer, avînd analiza foarte apropiată de celălalt și că performanțele obținute sînt superioare celor corespunzătoare stratului liniștit, chiar în cazul utilizării unui cărbune de calitate mai slabă.

Încercările descrise au fost efectuate pe instalații defectuoase, ce nu pot fi considerate ca reprezentative pentru tipurile respective de grătar. Această situație se referă în special în ceea ce privește performanțele atinse. Totuși pentru scopul propus, comparația arderii în strat liniștit și în strat răscolit, instalațiile cercetate, cu toate deficiențele semnalate, au permis confirmarea hotărîtă a premisei colectivului de ardere din Institutul de energetică : superioritatea evidentă a arderii lignitilor în strat răscolit. Această concluzie determină calea generală de urmat în ceea ce privește arderea rațională pe grătar a lignitilor din R.P.R.

СЖИГАНИЕ РУМЫНСКИХ ЛИГНИТОВ ПРИ СПОКОЙНОМ И ПРИ РАСШУРОВАННОМ СЛОЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для сравнения обоих методов сжигания — при спокойном и при расшурованном слое были сделаны опыты сжигания на цепной колосниковой решетке и на наклонно-переталкивающей решетке. Были проведены испытания лигнитов из угольных бассейнов Филипешть де Пэдуре и Скиту Голешть. На основе полученных результатов оказалось возможным установить явное преимущество расшурованного слоя по сравнению с спокойным слоем.

Шурование слоя способствует освобождению частиц угля от образовавшегося шлака и помогает действенному участию воздуха в процессе горения.

Хотя установки, на которых производились испытания, имели недостатки с точки зрения монтировки и эксплуатации, заключения, выведенные с целью сравнения обоих методов сжигания, сохраняют свою силу, поскольку учитываются не полученные результаты, а функциональные принципы работы решеток.

В заключение доказывается, что интенсивное шурование слоя способствует экономическому сжиганию лигнитов.

Поскольку обе решетки, примененные для опытов — цепная и наклонно-переталкивающая — не обеспечивают необходимого шурованию, они не рекомендуются в качестве подходящих установок для интенсивного и экономического сжигания лигнитов PHP.

LA COMBUSTION DES LIGNITES ROUMAINS SUR LA GRILLE Á CHAÎNE ET SUR LA GRILLE Á POUSSE SUPÉRIEURE

(RÉSUMÉ)

Afin de comparer les deux méthodes de combustion : en couche au repos et en couche agitée, on a dû effectuer des essais aussi bien sur la grille à chaîne que sur la grille à poussée supérieure. Les lignites soumis aux expériences provenaient des bassins carbonifères de Filipeştii-de-Pădure et de Schitu-Goleşti. Les résultats obtenus ont établi la supériorité indiscutable de la couche agitée sur la couche au repos.

L'agitement de la couche contribue à débarrasser les particules de charbon de la scorie formée et, en même temps, aide à une participation efficace de l'air au procès de la combustion.

Bien que les installations utilisées pour les essais aient présenté des inconvénients sérieux provenant soit de la conception, soit du montage, ou de l'exploitation, les conclusions qu'on en a tirées en vue de comparer les conclusions faites relativement aux deux méthodes de combustion restent valables, puisque ce ne sont pas les performances réalisées qui sont entré en ligne de compte, mais bien les principes de fonctionnement des grilles.

Il en résulte que le brassage intense de la couche contribue à la réalisation d'une combustion économique du lignite.

La conclusion des auteurs est qu'aucune des grilles soumises aux essais, ni la grille à chaîne, ni la grille à poussée supérieure, n'est capable de produire un brassage suffisant et ne sauraient donc être recomandées pour des installations pouvant assurer une combustion intensive et économique des lignites de Roumanie.

BIBLIOGRAFIE

1. Buimovici D., *Căile de folosire energetică a ligniților din R.P.R.* Energetică și hidrotehnică, 1954, nr. 5—6, p. 177.
2. * * * *Metode moderne pentru arderea economică a combustibililor solizi în special a celor inferiori.* I.D.T., București, 1955.
3. Knore G. F., *Procesele de ardere în focare.* Ed. Energetică de Stat, București, 1955.
4. Kendis P.N. și Barștein I. K., *Focare pentru arderea combustibililor locali.* Ed. Energetică de Stat, București, 1954.
5. Schöne O., *Stand der Feuerungstechnik im deutschen Dampferzeugerbau.* Brennstoff-Wärme Kraft, 1955, nr. 12, p. 533.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

ARDEREA LIGNIŢILOR DIN R.P.R. PE GRĂTARUL CU ÎMPINGERE RĂSTURNATĂ

DE

D. BUIMOVICI, C. CAZACU şi N. PĂNOIU

Într-un articol anterior [1] s-au schiţat dificultăţile întîmpinate la elaborarea unei metode raţionale de ardere în strat a ligniţilor, căile de urmat în rezolvarea acestei probleme şi factorii care au determinat doar o rezolvare parţială şi incompletă a arderii combustibililor inferiori în ţara noastră. S-a încercat, în articolul mai sus amintit, să se compare cele două metode de ardere, în strat liniştit şi în strat răscolit, pe baza unor încercări efectuate pe două tipuri de grătar, ajungîndu-se la stabilirea unei superiorităţi evidente a stratului răscolit faţă de cel liniştit. Încercările de ardere a ligniţilor în strat răscolit au fost efectuate pe un grătar cu împingere superioară, care deşi prezenta multe deficienţe, provenite din montaj şi exploatare, a pus în evidenţă orientarea justă către care vor trebui îndreptate cercetările în această problemă. Grătarul cu împingere superioară nu asigură însă prin funcţiile sale mecanice o răscolire suficientă a stratului, ceea ce a reclamat intervenţii manuale repetate. Punînd accentul pe realizarea unei arderi economice a ligniţilor, pe obţinerea unor încărcări termice normale şi pe o exploatare uşoară (fără intervenţia manuală a fochiştilor asupra stratului), sectorul de ardere din cadrul Institutului de energetică a prevăzut în planul său de cercetări, încercări de ardere pe un grătar cu funcţii mecanice, care să asigure o răscolire pronunţată a stratului de cărbune. În urma unei analize teoretice [2] colectivul de ardere a ajuns la concluzia că grătarul cu împingere răsturnată asigură atît răscolirea corespunzătoare, cît şi alte funcţii necesare unei arderi intensive a lignitului. Pentru verificarea acestei concluzii s-a înscris în planul de colaborare tehnico-ştiinţifică cu R.D.G. experimentarea arderii ligniţilor pe un astfel de grătar, deoarece la acea dată nu aveam cunoştinţă de existenţa unui grătar cu împingere răsturnată la noi în ţară. Încercările efectuate în R.D.G. [3] au fost deosebit de promiţătoare, însă erau incomplete — încercarea unui singur sort de lignit (care de altfel

era de calitate superioară mediei ligniților romînești), timp îndeajuns de redus (45 ore) de ardere ș.a. Ulterior ni s-a adus la cunoștință că la întreprinderea carboniferă Anina se găsește în exploatare un grătar cu împingere răsturnată. Brigada Institutului nostru*) s-a deplasat la Anina pe perioada iunie — octombrie 1956, încercînd 4 sorturi de ligniți în diferite regimuri de funcționare. Rezultatele obținute au permis să se tragă concluzii definitive asupra arderii în strat a ligniților, urmînd a se trece la faza industrială a acestei probleme.

Grătarul cu împingere răsturnată de la Anina, fabricat de firma Martin - München, a fost proiectat pentru mixtele provenite din spălarea huilelor, avînd o putere calorifică de aproximativ 3500 kcal/kg. Are o suprafață de 9 m^2 cu lungimea de 3,20 m și lățimea de 2,85 m. El este format din 11 rînduri de bare. dintre care 9 sînt mobile iar celelalte două fixe (primul și ultimul rînd). Barele de grătar sînt așezate la 160° față de orizontală, deci răsturnate, iar mișcarea lor este inversă sensului de curgere a combustibilului, ceea ce concordă cu denumirea de împingere răsturnată. Acționarea grătarului se face cu ajutorul unui motor hidraulic, pus în mișcare de către uleiul refulat de două pompe cu roți dințate. Printr-un ventil de laminare se poate regla frecvența mișcării barelor grătarului, iar prin modificarea admisiei la motorul hidraulic se pot realiza curse diferite ale barelor grătarului. Motorul hidraulic acționează direct cinci rînduri de bare iar celelalte patru rînduri sînt acționate prin sisteme bielă-manivelă de la rîndurile învecinate, asigurîndu-se astfel o deplasare în sens contrar a unui rînd de bare față de celălalt. În frontul cazanului este amplasat sistemul de alimentare constituit din două albii, una mobilă, cealaltă fixă, care se suprapun. Albia mobilă (interioară) este acționată de asemenea hidraulic. Mișcarea este transmisă printr-un ax la două tije telescopice care acționează albia mobilă. Sistemul tijelor permite reglarea unor curse diferite ale albiei, iar ventilul de laminare frecvența acestor curse. Acționarea independentă (de la două motoare hidraulice) a albiei mobile și a barelor de grătar separă funcția de alimentare de cea de transport a cărbunelui pe grătar. Aceasta constituie o calitate deosebită a grătarului, deoarece permite un reglaj comod al grosimii stratului și nu face dependentă răscolirea stratului de alimentarea cu combustibil.

La sfîrșitul grătarului este amplasat un tambur ce are rolul de a regla evacuarea zgurii, funcția lui fiind asemănătoare zăvorului de zgură de la grătarul catenar. El este acționat de motorul hidraulic al alimentării, avînd posibilitatea de a varia viteza sa de rotație, independent de viteza alimentării. Zgura este evacuată prin pălnia de zgură, ce are la partea sa inferioară valțuri cu dinți pentru sfărîmarea bulgărilor, asigurîndu-se în același timp o continuitate a evacuării ei. Zgura cade apoi într-o cuvă cu apă, care are dublu rol: de răcire a zgurii și de etanșare

*) La încercări în afară de autorii prezentului articol au mai participat: chimist R. Heller, ing. D. Bîcleșan, ing. I. Carabogdan, ing. G. Singer, ing. N. Antonescu.

a camerei focarului. Zgura este încărcată în vagonete cu ajutorul unui plonjor, ce culege zgura de pe fundul cuvei.

Aerul necesar arderii este refulat de un ventilator la o presiune de ~180 mm col. apă. El pătrunde în focar prin patru zone profilate în fundația cazanului, asigurîndu-se astfel etanșarea corespunzătoare. La intrarea în fiecare zonă este montată o clapetă comandată de la un dispozitiv centralizator, situat pe platforma de deservire a cazanului. Aerul secundar este colectat din canalul principal și este introdus în focar prin orificii practicate în bolta anterioară.

Focarul are un volum de 32 m³; în interiorul său sînt amplasate bolta anterioară avînd lungimea de 1500 mm, și bolta posterioară, ce acoperă prin profilarea sa a doua jumătate de grătar. Sub bolta anterioară se află un prag de cărămidă refractară, pe care cărbunele este împins de către sistemul de alimentare. Staționarea pe acest prag ajută la uscarea combustibilului, datorită radiațiilor reflectate de bolți.

În vederea experiențelor, cazanul a fost echipat cu aparatura necesară de către brigada Institutului de energetică. Analizele de cărbuni au fost efectuate la laboratorul de combustibili al Secției de termoenergetică.

După cum s-a amintit mai sus, s-a reușit să se facă încercări de ardere cu patru sorturi de ligniți, efectuîndu-se 34 de încercări. Măsurătorile efectuate la 17 încercări au permis stabilirea unor randamente ale arderii, celelalte probe cuprinzînd date experimentale calitative și constituind tatonări pentru găsirea diferitelor regimuri de funcționare, ajutînd în același timp la limitarea gamei de sorturi de ligniți ce se pot arde pe grătarul studiat. În cadrul aceluiași sort de ligniți s-au încercat diverse granulații, ceea ce a permis stabilirea domeniului de granulație corespunzător unei arderi raționale. În decursul încercărilor s-au efectuat probe de ardere a următorilor ligniți:

— Filipești de Pădure
granulație 0 ÷ 30 mm,
granulație 10 ÷ 30 mm,
— Derna Tătăruș
granulație 30 ÷ 350 mm,
— Rovinari
granulație 0 ÷ 350 mm,
— Caransebeș
granulație 0 ÷ 30 mm,
granuîație 30 ÷ 350 mm.

Tabloul nr. 1 cuprinde cîteva caracteristici ale ligniților utilizați, extrase din buletinele de analiză.

Din examinarea datelor cuprinse în tabloul nr. 1 se remarcă puterile calorifice coborîte ale lignitului de Filipești de Pădure, determinate de procentul ridicat de balast ce a variat între 57% și 67%. Deoarece ca aspect acest lignit prezintă o granulație neuniformă s-au determinat cîteva analize granulometrice. Redăm analiza obținută la încercarea a II-a:

Fracțiunea	< 3 mm	20,07%
„	3 — 5 mm	9,08%
„	5 — 7 mm	14,06%
„	7 — 13 mm	7,38%
„	13 — 30 mm	34,76%
„	> 30 mm	14,65%.

Tabloul nr. 1

Numărul de ordine al încercării		VI	VII	IX	XI	XIX	XXIX	VIII	XIII	XXVII	XXVIII
Bazinul carbonifer		FILIPEŞTI DE PĂDURE						DERNA TĂTĂRUŞ		ROVINARI	
Granulaţie	mm	0—30	0—30	0—30	0—30	0—30	0—30	30—350	30—350	0—350	0—350
Umiditate totală	%	24,38	24,47	29,95	19,44	25,32	27,78	36,32	17,48	43,13	43,13
Cenuşă	%	35,86	37,23	38,45	38,76	37,15	32,80	13,34	20,26	23,55	23,55
Putere calorifică inferioară	kcal/kg	1994	1910	1517	2129	1887	2033	2834	3689	1723	1723
Sulf combustibil	%	1,21	1,46	1,20	1,58	1,40	1,34	1,80	2,15	0,74	0,74
Carbon	%	24,65	23,50	19,39	25,65	23,04	24,24	33,16	40,79	21,87	21,87
Hidrogen	%	2,07	2,00	1,65	2,18	1,95	2,07	2,55	3,18	1,79	1,79
Oxigen + azot	%	11,83	11,34	9,36	12,39	11,14	11,77	12,83	16,14	8,92	8,92

Procentul foarte ridicat de praf a influenţat în mod nefavorabil procesul de ardere, determinînd randamente coborîte ale focarului.

Rezultatele obţinute pe grătarul cu împingere răsturnată în cazul utilizării ligniţilor consemnaţi mai sus, sînt redate în tabloul nr. 2.

Trecînd la examinarea rezultatelor consemnate în tabloul nr. 2 se remarcă următoarele :

Încărcările specifice au valori ridicate, de două, trei ori mai mari decît cele atinse în încercările noastre anterioare [1], ca urmare a unei răscoliri mult mai intense. Valorile recomandate în literatura de specialitate indică pentru grătare mecanice în trepte încărcări specifice de 350—500 kg/m²h. Rezultatele obţinute se încadrează deci în limitele normale şi se pot considera deosebit de valoroase, dacă se ţine seama de dificultăţile de zgurificare existente în cadrul arderii ligniţilor din R.P.R. Desigur că aceste valori pot fi mărite prin realizarea unui regim de aer corespunzător şi prin accentuarea răscolirii stratului. Încărcările ridicate obţinute recomandă grătarul cu împingere răsturnată ca o instalaţie raţională şi compactă pentru arderea ligniţilor, putîndu-se aplica chiar la cazane cu debite mai mari (pînă la 40 t/h). Temperaturile gazelor la ieşirea din focar sînt relativ coborîte (cu excepţia lignitului de Derna-Tătăruş), ele fiind cauzate de valorile mari ale exceselor de aer. Valoarea maximă atinsă este de 822°C (la încercarea a IV-a) ca urmare a unui exces acceptabil şi a unei încărcări termice ridicate (936 000 kcal/m²h). În general aceste temperaturi urmăresc variaţia excesului de aer şi a încărcării termice a grătarului. Valorile exceselor de aer sînt ridicate, reliefînd în special imposibilitatea realizării unui reglaj al cantităţilor de aer introduse în focar. Această situaţie a survenit în urma defectării clapetei de la intrarea în

Tabloul nr. 2

Numărul de ordine al încercării		VI	VII	IX	XI	XIX	XXIX	VIII	XIII	XXVII	XXVIII
Lignit folosit		FILIPEȘTII DE PĂDURE						DERNA TĂTĂRUȘ		ROVINARI	
Durata încercării	ore	4,0	3,0	2,0	4,0	4,0	3,0	3,5	2,75	5,0	4,75
Debit de abur	$\frac{kg}{h}$	5720	4640	5700	5780	5050	3900	7950	6680	5240	4930
Debit de abur recalculat pentru $t_{coș}=175°C$	$\frac{kg}{h}$	6750	5670	6074	6830	6210	5025	8570	9180	6830	6030
Consum orar combustibil	$\frac{kg}{h}$	4000	3750	4000	4000	3250	3200	3600	3900	3400	3400
Temperatura gaze focar	°C	703	653	696	822	776	736	983	952	757	759
Temperatura gaze coș	°C	286	284	235	285	300	300	246	324	389	315
Exces de aer focar	—	2,05	2,06	1,58	1,80	1,79	1,78	1,45	1,82	1,56	1,85
Încărcarea specifică a grătarului	$\frac{kg}{m^2h}$	445	420	445	445	360	350	400	435	380	380
Încărcarea termică specifică a grătarului	$\frac{10^3kcal}{m^2h}$	886	810	674	936	683	720	1130	1600	770	770
Încărcarea termică spațială	$\frac{10^3kcal}{m^3h}$	250	223	190	267	192	203	318	450	216	216
Pierderi prin ardere chimică incompletă	%	1,32	1,67	0,63	1,31	0,41	0,73	1,73	1,37	0,72	4,25
Nearse în zgură	%	3,29	5,10	4,83	7,58	7,2	8,84	35,15	39,77	9,35	15,30
Pierderi prin ardere mecanică incompletă în zgură	%	4,10	6,90	8,02	9,97	9,78	9,06	14,10	23,80	8,52	15,70
Pierderi prin ardere mecanică incompletă în căzătură	%	13,30	11,58	9,85	8,63	7,48	4,68	3,53	1,78	2,08	1,65
Pierderi prin ardere mecanică incompletă	%	19,35	20,80	20,20	20,50	19,68	15,80	18,40	26,34	12,00	19,50
Pierderi prin căldura sensibilă a gazelor de ardere la coș	%	23,5	23,2	16,5	20,2	26,4	23,0	14,9	24,6	33,2	27,2
Randamentul arderii	%	79.24	77,46	79,06	78,10	79,77	83,32	79,81	72,23	87,09	76,08
Gradul de eficacitate al arderii	%	43,3	37,3	56,3	47,2	49,2	48,0	47,1	41,6	61,5	48,0

zona I. Aerul pătrunzînd prin această porţiune de grătar (corespunzătoare pregătirii termice) ridică mult valoarea excesului de aer, datorită neparticipării sale în procesul de ardere. Dislocarea zgurii şi răscolirea accentuată a stratului a creat în anumite momente goluri pe grătar, prin care aerul pătrundea în focar fără a participa efectiv la ardere, această situaţie determinînd mărirea exceselor de aer. Trebuie amintită de asemenea alimentarea cu aer de la acelaşi ventilator a celor două cazane existente în sală, ce funcţionau simultan. Schimbarea regimului de aer la unul din cazane determina perturbarea regimului de aer şi la celălalt cazan. Pierderile prin ardere chimică incompletă au valori acceptabile, ele urmărind în general variaţia încărcării specifice a grătarului. În cazul unui strat gros răscolirea anevoioasă creează condiţii de ardere similare arderii în strat liniştit, ceea ce determină creşterea exagerată a pierderilor prin ardere chimică incompletă [1]. Pierderea prin ardere chimică incompletă foarte mare de la încercarea a XXVIII-a (4,25%) se datoreşte funcţionării intenţionate a grătarului cu cursă mică a barelor, cînd arderea s-a apropiat de asemenea de condiţiile specifice stratului liniştit.

Pierderile prin ardere mecanică incompletă în zgură sînt mari, ele reflectînd o lungime insuficientă de grătar şi o răscolire necorespunzătoare faţă de încărcările realizate. Valoarea acestei pierderi la încercarea a VI-a (4,1%) se socoteşte neconcludentă, ea provenind probabil din abaterea de la proba medie a zgurii. În cazul utilizării ligniţilor de Derna şi Rovinari pierderea este de asemenea mare, datorită rostogolirii bulgărilor de cărbuni de pe grătar în pîlnia de zgură. Se remarcă totuşi o diferenţă a acestei pierderi în funcţie de umiditatea lignitului (încercarea a VIII-a şi a XIII-a) datorită valorilor diferite ale unghiului de taluz natural, ceea ce a determinat un număr diferit de bulgări ce se rostogoleau pe grătar. În cazul utilizării unei curse mici (încercarea a XXVIII-a) la lignitul de Rovinari, valoarea pierderii prin zgură creşte considerabil datorită condiţiilor de ardere similare stratului liniştit, deci o debarasare insuficientă de zgură a particulelor de cărbune. Această constatare reliefează încă o dată influenţa hotărîtoare a răscolirii stratului asupra unei arderi economice.

Pierderile prin ardere mecanică incompletă în căzătură depăşesc cu mult valorile recomandate în literatura de specialitate. Ele se datoresc granulaţiei necorespunzătoare a lignitului de Filipeşti de Pădure (p. 23) şi uzurii barelor de grătar (interstiţiu mare între bare). Valorile lor urmăresc variaţia grosimii stratului datorită presiunii exercitate de păturile superioare asupra celor inferioare. Conţinutul redus de praf al ligniţilor de Derna şi Rovinari a condus la valori mici ale pierderilor prin căzătură (1,65—3,53%). Celelalte pierderi (prin cenuşă volantă, căldura fizică a zgurii), deşi nu joacă un rol preponderent în discutarea pierderii globale prin ardere mecanică incompletă, au fost calculate, obţinîndu-se următoarele valori medii :

— pierderea prin cenuşă volantă — 1%,
— pierderea prin căldura fizică a zgurii — 0,9%,
— pierderea prin căldura fizică a cenuşii volante — 0,1%.

Ca urmare a valorilor mari ale componenților săi, pierderea prin ardere mecanică incompletă depășește pe cele indicate în literatura de specialitate. Ele reflectă în special răscolirea insuficientă față de încărcarea forțată la care s-a supus grătarul și lungimea redusă a grătarului. În ceea ce privește randamentul arderii trebuie să specificăm că în cazul unei granulații uniforme (fracțiunea $0 \div 5$ mm să nu depășească 20%) la lignitul de Filipești de Pădure și în cazul eliminării bulgărilor de dimensiuni mari (>100 mm) din lignitul de Derna și Rovinari, s-ar obține randamente de peste 90%, ceea ce s-ar încadra în limitele normale. Gradul de eficacitate reliefează în general o ardere necorespunzătoare prin abaterea sa de la valoarea normală de 74—76%.

Deficiențele semnalate în această succintă analiză a rezultatelor obținute provin din faptul că experiențele au fost efectuate pe un grătar ce nu a fost proiectat pentru ligniți, ele nefiind însă legate de principiile funcționale ale grătarului cu împingere răsturnată.

Pentru a caracteriza complexitatea arderii pe grătarul experimentat este necesar a reda particularitățile procesului de ardere în cazul utilizării diferitelor sorturi de lignit. După cum se poate constata din consemnarea rezultatelor obținute, s-a acordat o deosebită atenție studierii arderii pe grătarul cu împingere răsturnată a lignitului de Filipești de Pădure, deoarece la încercările efectuate pe alte grătare [1] s-a folosit același sort de lignit; aceasta a permis studiul comparativ al diferitelor metode de ardere. Înainte de a trece la menționarea particularităților arderii în cazul utilizării acestui sort de cărbune trebuie să accentuăm calitatea inferioară a lignitului de Filipești de Pădure livrat pentru aceste încercări, față de lignitul de Filipești folosit la încercările noastre anterioare, calitate ce este determinată de procentul mai ridicat de steril și de valoarea fracțiunii $0 \div 5$ mm cu mult peste cea admisibilă (20%).

Cu toate aceste aspecte nefavorabile arderea a avut un caracter intensiv, iar răscolirea stratului s-a realizat fără o intervenție din exterior. Totuși în cazul atingerii în strat a unei temperaturi ridicate, procesul de zgurificare se accentua, determinînd formarea unor plăci mari de zgură ce nu puteau fi evacuate de pe grătar decît după o perioadă de timp în care scăderea temperaturii patului de cărbune permitea dizlocarea acestor plăci și evacuarea lor. Astfel procesul de ardere avea un caracter periodic, conturat prin perioade de maxime și minime. În afară de cauzele expuse mai sus un factor important în această periodicitate a fost și influența bolții posterioare asupra stratului, ce determina deplasarea frontului arderii. Uneori aceste deficiențe cauzau accidente în exploatare (curgere de cărbune nears în pîlnia de zgură etc.), ridicînd în acest fel valoarea pierderilor prin ardere mecanică incompletă. În cazul utilizării unor grosimi reduse de strat, aceste deficiențe se fac simțite într-o măsură mai mică. Printr-o exploatare atentă și prin funcționarea cu regimuri termice mai coborîte, arderea ligniților de Filipești a fost posibilă pe grătarul experimentat, procesul de zgurificare ne mai producînd perturbarea arderii. Deficiențele semnalate anterior s-au înlăturat în mare măsură prin menținerea frontului arderii pe ultimele zone ale grătarului. Deși

în acest caz pierderile se măresc, totuși avantajul evacuării ușoare a zgurii de pe grătar este preponderent. În cazul unei răscoliri mai accentuate a stratului de cărbune se pot înlătura impedimentele semnalate (evacuarea intermitentă a zgurii și periodicitatea intensității arderii) și deci prin scurtarea fazei de pregătire termică să se ajungă la o ardere economică prin micșorarea pierderilor în zgură și căzătură. Pentru a scoate în evidență influența răscolirii stratului asupra procesului de ardere și asupra performanțelor obținute, în cadrul încercării a XXI-a s-au utilizat două curse diferite. În prima parte a încercării cursa barelor grătarului a avut valoarea de aproximativ 180 mm, iar în partea a doua s-a micșorat la 120 mm. Valorile obținute sînt redate în tabloul nr. 3.

Tabloul nr. 3

	Unitatea de măsură	Cursă mare	Cursă mică
Durata încercării	ore	4	1,5
Debit de abur	kg/h	4580	2880
Temperatura gaze focar	°C	812	550
Exces de aer focar	—	1,6	2,5
Consum combustibil	kg/h	3500	1500
Încărcarea specifică a grătarului .	kg/h,m²	390	165

În prima parte a încercării (cursă mare) arderea are un caracter intensiv, păstrînd aceleași particularități ca la celelalte încercări la care s-a utilizat lignit de Filipești. Micșorarea cursei a atras după sine dereglarea procesului de ardere, care a devenit instabil. Dislocarea zgurii și evacuarea ei nu s-a putut realiza prin funcțiile mecanice proprii ale grătarului, fapt care a determinat intervenția manuală repetată. Datorită dificultăților întîmpinate la evacuarea zgurii curgerea cărbunelui pe grătar avea loc anevoios, ceea ce conducea la aglomerarea lui pe prima porțiune de grătar. Deși păturile superioare ale stratului de cărbune erau neincandescente (pe zona I), la dislocarea manuală s-a constatat formarea plăcilor de zgură în păturile inferioare ale stratului, ce a necesitat pentru evacuarea lor o intervenție prelungită cu ranga.

Valorile coborîte obținute ale parametrilor de funcționare, ca și imposibilitatea redresării arderii, cu toate intervențiile manuale repetate, arată influența hotărîtoare (calitativă și cantitativă) a răscolirii stratului asupra procesului de ardere.

Trecînd la aspectul arderii în cazul utilizării ligniților de Derna Tătăruș și Rovinari trebuie să remarcăm intensitatea procesului de ardere și lipsa dificultăților semnalate anterior la evacuarea zgurii. Flăcările umpleau tot focarul avînd o lungime de peste 3 m. Datorită regimului termic ridicat, faza de pregătire termică a fost mult scurtată în comparație cu arderea lignitului de Filipești de Pădure, deși umiditatea era mai mare. Zgura era evacuată sub formă de bulgări de dimensiuni mici. Utilizarea unei granulații necorespunzătoarea (30—350 mm și 0—350 mm) a determinat un procent foarte ridicat de nearse în zgură. Această situație se

explică prin rostogolirea bulgărilor mari de cărbune în pîlnia de zgură, timpul de staționare pe grătar fiind mult prea redus pentru arderea lor completă. Dealtfel la examinarea atentă a zgurii s-au remarcat numeroși bulgări de cărbune, la care s-a constatat doar un început de ardere pe suprafața exterioară.

În cazul lignitului de Rovinari fracția de granulație mare a fost constituită din plăci, ceea ce a împiedicat rostogolirea lignitului în pîlnia de zgură, deci procentul de nearse în zgură a fost în acest caz mai mic. Observațiile culese în timpul arderii ca și rezultatele căpătate, cu mult superioare celor de la încercările la care s-a utilizat lignit de Filipești de Pădure, ne permit să presupunem că în cazul folosirii unei granulații adecvate performanțele ce se vor obține pe grătarul cu împingere răsturnată vor fi deosebit de valoroase. Trebuie de remarcat posibilitatea funcționării cu încărcări mari și absența oricăror dificultăți în procesul de zgurificare.

Lignitul din bazinul carbonifer Caransebeș a constituit obiectul unei alte serii de încercări care se deosebesc substanțial de toate celelalte. Procesul de ardere păstrează aceeași intensitate ca la sorturile amintite anterior, regimurile termice fiind ridicate. Particularitatea esențială a arderii în cazul utilizării acestui lignit este aderența accentuată a zgurii de barele grătarului, ce a creat dificultăți foarte mari la evacuarea ei. Plăcile de zgură ce s-au format, ca urmare a unei arderi intensive, datorită imposibilității dislocării lor de pe grătar, a determinat perturbarea procesului de ardere, făcîndu-se necesară intervenția manuală. Pentru dislocarea plăcilor s-a cerut un efort accentuat, ce a creat condiții deosebit de grele de exploatare a focarului. Deși s-au încercat diferite grosimi de strat deficiențele semnalate anterior au persistat, fără a putea fi înlăturate sau măcar atenuate. Este de remarcat că particularitățile procesului de ardere (aderență, plăci) se păstrează independent de granulația folosită (0÷30 mm și 30÷350 mm încercările a XXVI-a și a XXXIV-a). Chiar o răscolire mai accentuată a stratului de cărbune nu va avea o influență salutară asupra acestor deficiențe. Deși repetarea acestor încercări și efectuarea analizelor de cărbune și zgură ar fi elucidat aceste aspecte, lipsa cantităților corespunzătoare de lignit de Caransebeș, ca și neînsemnata sa importanță din punctul de vedere al economiei naționale, au determinat întreruperea cercetărilor de ardere cu acest sort de cărbune.

Datele expuse pînă acum au arătat că grătarul cu împingere răsturnată este superior celorlalte tipuri studiate de către Institutul de energetică : grătarul catenar și grătarul cu împingere superioară. În decursul expunerii s-a insistat îndeosebi asupra acțiunii de răscolire mult mai intensă la grătarul Martin decît la celelalte. Precizăm că instalația de la Anina nefiind proiectată pentru arderea ligniților nu corespunde decît parțial acestui scop. Astfel răscolirea ce se obține la această instalație o socotim insuficientă pentru a asigura o ardere eficace a ligniților romînești. Intensificarea răscolirii patului de cărbune trebuie să fie condusă pe ambele căi — a măririi cursei și vitezei barelor de grătar. În același timp trebuie prevenit că o exagerare a acestor parametri funcționali poate defavoriza întreg procesul și în orice caz trebuie ținut seama că prin schimbarea acestor

parametri de bază devine necesară modificarea corespunzătoare și a celorlalte date constructive și de exploatare.

Acțiunea de răscolire trebuie să fie pusă în dependență cu natura lignitului utilizat și în special cu granulația acestuia. După cum reiese din tabloul nr. 1, majoritatea încercărilor au fost făcute cu ligniți de granulație mică, 0÷30 mm, la care procentul de praf atingea valori extrem de mari. Institutul de energetică a pornit de la punctul de vedere că în condițiile actuale ale industriei noastre carbonifere este puțin probabil de a se putea obține pe scară largă lignit sortat, de exemplu fracția 10—40 mm. De aceea de la început scopul Institutului de energetică a constat în a stabili un tip de grătar pentru arderea economică a măruntului de lignit, sortul comercial 0—30 mm, fără a impune nici o pretenție asupra vreunei sortări. Este de la sine înțeles că grătarul care asigură o ardere rațională a măruntului de lignit, va asigura cu atît mai mult o ardere rațională a lignitului sortat. Rezultatele încercărilor descrise în acest articol dau un răspuns afirmativ problemei puse. Pe grătarul de la Anina s-a ars lignit cu un impresionant procent de praf. Pierderile mari prin nearse se datoresc nu principiului de lucru, ci tocmai în primul rînd unei acțiuni insuficiente de răscolire. Posibilitatea de a arde lignitul mărunt, cu mult praf, reprezintă după părerea noastră cea mai însemnată calitate a grătarului cu împingere răsturnată. Bineînțeles și în acest caz există o limită, peste care nu este recomandabil a se trece și pe care după primele constatări, o evaluăm la un procent de maximum 30% al fracției 0—5 mm. Este dealtfel puțin probabil ca în cazurile curente acest procent de praf să fie atins. Desigur cu cît va fi mai mare procentul de praf în cărbunele folosit, cu atît mai mare va fi și pierderea de căzătură printre bare. În anumite cazuri devine rentabilă culegerea căzăturii din primele două zone și reintroducerea pe grătar, prin sistemul general de alimentare. De altfel acesta este un procedeu foarte uzitat în tehnica apuseană.

Grătarul cu împingere răsturnată este în special cunoscut printr-o altă caracteristică funcțională, de unde chiar îi provine și denumirea. Prin *împingere răsturnată* recirculă o parte din zgură și din cărbune aprins, incandescent, pe la baza stratului, către partea anterioară a grătarului. În felul acesta se realizează aprinderea inferioară, care împreună cu sistemul clasic al aprinderii superioare, asigură un regim termic ridicat și pe primele zone ale grătarului. La începutul cercetărilor noastre am avut îndoieli în ceea ce privește existența unei împingeri la baza stratului de cărbune a unei părți a zgurei și cărbunelui, aflate în stare incandescentă. Dar cîteva accidente de exploatare survenite în prima perioadă a încercărilor nu pot fi explicate decît prin existența recirculării parțiale a zgurei. Astfel la încercarea a XXI-a mărind exagerat alimentarea, grosimea stratului de cărbune devenise foarte mare, peste 500 mm, ajungînd pînă la pragul albiei de alimentare. Din această cauză zona de uscare se prelungise apreciabil în lungul grătarului, iar cărbunele de pe primele bare de grătar arăta negru și era rece, sub 100°C (nu se observa decît o ușoară degajare de vapori). În același timp mecanismele de acționare a grătarului dădeau semnele unei apariții de zgurificare intensă. Și într-adevăr, sub masa rece de cărbune de pe prima zonă am constatat plăci masive de

zgură, ce aderaseră pe primele bare ale grătarului. Singura explicație posibilă constă în a accepta împingerea unei părți a zgurii și a cărbunelui incandescent către prima zonă și arderea acestora pînă la capăt împreună cu alte particule de cărbune. Din cauza grosimii mari de strat, căldura degajată prin ardere nu a putut fi evacuată decît în mică măsură (și aerul insuflat trecea în cantitate restrînsă, stratul fiind foarte dens) astfel încît temperatura a crescut simțitor, ceea ce a dus la topirea zgurii. Această zgurificare s-a produs și la alte probe cînd grosimea stratului depășea limita acceptabilă (300—350 mm). Această limită devine cu atît mai mare, cu cît răscolirea este mai puternică. Socotim deci dovedită existența aprinderii inferioare.

De altfel fără prezența aprinderii inferioare ar fi greu de înțeles performanțele atinse în ceea ce privește sarcina grătarului și lungimea redusă a zonei de pregătire termică. Existența schemei duble de aprindere, superioară și inferioară, constituie o serioasă garanție pentru funcționarea continuă a instalațiilor și în perioadele cînd lignitul prezintă variații de calitate : fie prin creșterea conținutului de steril, fie prin creșterea umidității. Chiar și în vreme de iarnă, cînd lignitul poate fi furnizat înghețat, nu vor apare deficultăți în ceea ce privește aprinderea, spre diferență de multe alte tipuri de grătare.

În concluzie, bazîndu-se pe considerentele expuse anterior, pe măsurătorile și calculele efectuate, pe observațiile culese în timpul celor 180 de ore în care s-a ars lignit, colectivul Institutului de energetică recomandă grătarul cu împingere răsturnată drept soluția optimă pentru arderea în strat a ligniților din R.P.R. Pe baza experiențelor cîștigate se poate trece la proiectarea, construcția și montarea unui grătar cu împingere răsturnată special destinat arderii ligniților. Încărcările, randamentul și celelalte caracteristici vor fi simțitor mai ridicate față de cele obținute în încercările de la Anina, unde, după cum am repetat de mai multe ori, grătarul nu a fost destinat pentru arderea ligniților.

СЖИГАНИЕ РУМЫНСКИХ ЛИГНИТОВ НА ОБРАТНО-ПЕРЕТАЛКИВАЮЩЕЙ РЕШЕТКЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Расматриваются опыты сжигания четырех сортов лигнита на обратно-переталкивающей решетке системы Мартина. Полученные результаты подтверждают благоприятное влияние шуровки слоя на интенсивность процессов горения. Анализируются также явления, имевшие место при производстве опытов и характерные виды слоевого сжигания лигнитов. Отмечается возможность работы с большой удельной нагрузкой решетки, что способствует экономичности и компактности опытной установки.

Хотя указанная решетка и не была запроектирована для сжигания лигнитов, результаты, показанные в прилагаемых таблицах, могут считаться удовлетворительными для первой фазы.

В статье даются некоторые указания, относящиеся к некоторым конструктивным характеристиками обратно-переталкивающей решетки, спроектированной специально для сжигания лигнитов. В заключение указывается, что эта решетка является оптимальным решением для интенсивного и рационального сжигания румынских лигнитов. Таким образом возможен переход к промышленному осуществлению этой решетки.

LA COMBUSTION DES LIGNITES ROUMAINS SUR LA GRILLE À POUSSÉE RENVERSÉE

(RÉSUMÉ)

L'article présente les essais de combustion de quatre qualités de lignite, sur grille à poussée renversée système Martin. Les résultats obtenus confirment l'influence favorable que le brassage de la couche a sur l'intensité des procès de combustion. On y analyse aussi les phénomènes signalés durant les essais ainsi que les aspects caractéristiques de la combustion des lignites en couche. On souligne la possibilité de faire fonctionner la grille à grandes charges unitaires, ce qui contribue à rendre l'installation expérimentale économique et compacte.

Bien que la grille mentionnée n'ait pas été réalisée en vue de brûler des lignites, les résultats inscrits aux tableaux annexes peuvente être considérés comme satisfaisants à une première étape. L'article contient aussi quelques recommandations concernant certaines caractéristiques constructives de la grille à poussée renversée, spécialement désignée pour brûler des lignites.

Les conclusions, tirées par les auteurs, montrent que cette grille offre la meilleure solution pour la combustion intensive et rationnelle des lignites roumains. Les résultats obtenus permettent de passer à la réalisation industrielle de la grille.

BIBLIOGRAFIE

1. Buimovici D. şi Cazacu C., *Arderea lignitilor din R.P.R. în strat liniştit şi strat răscolit* (acest volum).
2. Buimovici D., *Căile de folosire energetică a lignitilor din R.P.R.*, Energetică şi hidrotehnică, 1954, nr. 5.
3. Buimovici D., *Experienţele de ardere a lignitilor din R.P.R. făcute în R.D. Germană* Energetica 1956, nr. 5, p. 251.
4. Kendis P. N. şi Barstein I. K., *Focare pentru arderea combustibililor locali.* Bucureşti 1954.
5. Schulte F., *Stand des deutschen Feuerungsbaues.* Z. VDI 1936, vol. 80, nr. 41, p. 1240.
6. * * * *Jahresschau der Technik 1930. in Wärmekraftmaschinen.* Capitolul *Dampfkessel und Feuerungen.* Z. VDI, 1931, vol. 75, nr. 1, ianuarie, p. 6.
7. * * * *The Martin stoker.* Rev. Coke and Gas., ianuarie 1956, p. 36.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

ASPECTE SPECIFICE ALE ARDERII LIGNIŢILOR

DE

D. BUIMOVICI

O dată cu creşterea vertiginoasă a industriei în R.P.R. a apărut şi problema asigurării energetice a acestei creşteri. Dintre resursele naţionale de energie, zăcămintele de ligniţi prezintă o pondere însemnată, de aceea problema utilizării acestora s-a impus ca una din principalele condiţii pentru industrializare. Totuşi această politică nu a putut fi realizată din cauza numeroaselor dificultăţi tehnice, pe care le-au prezentat încercările de utilizare a ligniţilor. Din această cauză Institutul de energetică a înscris în planul de cercetări teme legate direct de folosirea ligniţilor romîneşti. În acest articol se vor prezenta rezultatele şi concluziile căpătate în problema arderii în strat a ligniţilor.

Pentru început a fost necesară şi efectuarea unei analize în ceea ce priveşte domeniile de utilizare şi poate că este indicat de a preciza şi cu această ocazie punctul nostru de vedere. Trebuie abandonată politica nejustă de a recomanda arderea ligniţilor pentru consumul casnic, pentru tracţiune feroviară, pentru încălziri centrale, pentru instalaţii aflate la depărtări mari de locul de extracţie. Ligniţii trebuie să fie arşi în special la centralele termoelectrice, în instalaţiile industriale producătoare de abur tehnologic sau de forţă.

Socotim necesar a arăta de ce arderea ligniţilor constituie o problemă ştiinţifică. Tehnica contemporană a arderii combustibililor solizi a ajuns astăzi la un stadiu înaintat şi s-ar putea presupune că este suficientă o simplă consultare a literaturii pentru a găsi soluţia. O atare rezolvare rapidă nu poate fi făcută din două motive principale şi anume : pînă în ultimii ani nu au existat preocupări susţinute în ceea ce priveşte arderea ligniţilor, iar comportarea acestora la ardere este diferită de comportarea celorlalte varietăţi de combustibil.

Zăcăminte de lignit (şi aici ne referim la lignitul propriu-zis, şi nu la anumite varietăţi de cărbune brun cu caracter xiloid mai mult sau mai puţin pronunţat) se găsesc în puţine ţări, în special în Ucraina subcarpatică, în R. P. Bulgaria şi parţial în R. P. F. Jugoslavă, R. P. Ungară,

Austria, Spania. În toate aceste țări problema arderii ligniților a apărut îndeajuns de recent, iar puținele rezultate căpătate pînă în prezent nu au încă acel caracter de generalitate care să permită implicarea unor soluții general valabile.

Lignitul poate fi caracterizat ca un cărbune tînăr, cu un bogat conținut de masă minerală. În funcție de cantitatea acestuia din urmă, lignitul își schimbă calitatea. Această afirmație nu reprezintă o repetare banală a unui fapt îndeobște cunoscut. În mod uzual se califică calitatea unui cărbune după procentul de balast (umiditate plus cenușă). Noi propunem eliminarea intenționată a considerării umidității drept factor influent asupra calității lignitului și introducerea unei calificări termotehnice a ligniților în funcție doar de procentul de cenușă, raportat la masa uscată. Justificarea unei astfel de alegeri se va arăta puțin mai departe, după punerea în evidență a unor fenomene specifice arderii ligniților. Criteriul introdus, procentul de cenușă raportat la masa uscată, poate fi aplicat doar pentru studiul arderii și în nici un caz nu are vre-o valabilitate pentru studiul ligniților din punct de vedere chimic, geologic. În același timp acest criteriu poate fi aplicat pentru studiul arderii nu numai a ligniților, ci a tuturor cărbunilor bruni cu conținut ridicat de masă minerală.

Cărbunii bruni tineri, printre care și lignitul, se caracterizează printr-un procent ridicat de materii volatile. După degajarea volatilelor masa cărbunelui se compune din cocs și cenușă (masă minerală). Raportul cantitativ dintre cei doi componenți variază în funcție de calitatea lignitului. Astfel, pentru sorturile arse în probele efectuate de brigada Institutului de energetică, au fost căpătate valorile raportului dintre cantitatea de cenușă și cea de cocs (cocs net), raportate la masa uscată (a se vedea tabloul).

Tablou

Bazinul carbonifer	Granulație mm	Masa naturală				Masa uscată			
		umiditatea totală %	cenușă %	balast %	putere calorifică inferioară kcal/kg	cenușă %	cocs %	volatile %	cenușă cocs %
Caransebeș	30÷350	28,05	37,76	65,81	1650	52,47	23,51	24,02	2,23
Filipești	0÷ 30	29,95	38,45	68,40	1517	54,89	21,02	24,09	2,61
Filipești	0÷ 30	19,44	38,76	58,20	2129	48,12	24,35	27,53	1,97
Filipești	0÷ 30	27,78	32,80	60,58	2033	45,42	25,64	28,94	1,77
Rovinari	0÷350	43,13	23,55	66,68	1723	41,41	28,42	30,17	1,46
Derna Tătăruș	30÷350	36,32	13,34	49,66	2834	20,95	37,78	41,27	0,55
Schitu Goleşti	10÷ 30	27,60	21,65	49,25	2850	28,89	32,86	38,25	0,88

Din datele numerice expuse anterior reiese că pentru anumite sorturi cantitatea de cenușă este chiar de două ori mai mare decît cea de cocs, iar pentru altele numai pe jumătate. Considerînd valoarea medie a procentului de materii volatile de 30%, rezultă că pentru un sort cu 35% cenușă, procentul de cocs va fi tot de 35%; are loc deci egalitatea cantitativă a celor

doi componenți. De aceea în cazul criteriului propus, pentru procentul de cenușă raportat la masa uscată, se recomandă valoarea de 35%. Sorturile de ligniți cu cenușă mai multă decît 35% sînt sorturile inferioare, iar cele cu mai puțin de 35% cenușă sînt sorturile superioare de ligniți. Această diferență de calitate se reflectă în mod direct asupra arderii, fie în strat, fie în suspensie.

Într-adevăr în procesul arderii, după fazele de uscare și degajare a volatilelor, cînd temperatura ajunge la 800—850°C, particulele se compun din cocs și cenușă. Pînă la acest moment creșterea de temperatură a particulei s-a datorat acumulării de căldură, dezvoltate atît prin arderea substanței carbonoase proprii, cît și prin arderea volatilelor în spațiul dintre particule. De la 800°C ridicarea temperaturii proprii provine doar din reacția de ardere a cocsului particulei considerate, iar degajarea de căldură rezultată se împarte la următorii consumatori :

a) cedare de căldură prin convecție și prin radiație către curentul de aer și gaze;

b) cedare de căldură prin radiație către particulele învecinate;

c) acumulare de căldură de către masa de cocs și masa minerală a particulei.

Degajarea de căldură este proporțională cu masa de cocs conținută în particulă, în schimb consumurile de căldură sînt proporționale cu masa întregii particule, inclusiv cenușa. Astfel cedarea de căldură este proporțională cu suprafața exterioară a particulei, admițîndu-se în lipsa oricăror alte date o repartizare a cenușii pe suprafață proporțională cu compoziția particulelor. De asemenea, acumularea de căldură este proporțională cu masa particulei, deoarece căldurile specifice ale cocsului și cenușii la temperaturile considerate de 800 — 1000°C sînt practic egale, de 0,25 kcal/kg°C, [1], [2]. Din această cauză pentru două particule de lignit, de aceeași greutate, dar cu conținut diferit de cenușă*), degajarea de căldură va fi diferită, în schimb cedarea de căldură va fi aproximativ egală. Această situație atrage după sine micșorarea acumulării de căldură de către particula cu conținut mai ridicat de cenușă, deci un ritm mai scăzut al creșterii temperaturii, iar în unele cazuri defavorabile, staționarea sau chiar descreșterea temperaturii. Asupra instalației de ardere fenomenul descris se reflectă prin micșorarea încărcării termice, prin pierderi accentuate în zgură și în gaze, prin instabilitatea arderii și în unele cazuri chiar prin stingerea focului. Influența cantității mari de cenușă asupra regimului arderii este intensificată datorită condițiilor concrete ale cineticii arderii. La temperaturile considerate (700 — 900°C) are loc trecerea de la arderea cinetică la arderea difuzională, deci în domeniul arderii intermediare, pentru care la o ușoară ridicare a temperaturii, degajarea de căldură crește considerabil, [3].

Prin depășirea temperaturii de aproximativ 1000°C viteza de reacție globală a arderii cărbunelui este îndeajuns de ridicată așa încît degajarea de căldură depășește toate pierderile, inclusiv descreșterea progresivă

*) Nu s-a luat în considerare acțiunea catalitică sau inhibitoare a cenușii asupra arderii cocsului, deoarece pînă în prezent nu există date certe în această privință.

a masei de cocs datorită arderii. Este necesar de menționat că această explicație se referă atît la arderea în strat cît și la arderea în suspensie a ligniților.

Pentru confirmarea punctului de vedere pe care, după cunoștințele noastre, nu l-am găsit menționat în literatură, se fac în prezent pregătiri pentru o instalație experimentală. În același timp se caută să se cuprindă matematic influența cantității de cenușă asupra regimului termic al arderii.

Procesul descris este specific pentru cărbunii cu procent ridicat de materii volatile și cenușă. În cazul în care una din aceste caracteristici lipsește, fenomenul descris nu mai are loc. Astfel, în cazul mixtelor și al șlamului de la spălarea huilelor, procentul de cenușă este foarte ridicat (40—45%), totuși, datorită degajării reduse de materii volatile (<12%), în intervalul de temperatură 800—1000°C masa de cocs este de aproximativ de aceeași mărime cu cea de cenușă, așa încît ritmul creșterii temperaturii este asigurat. Tot așa, în cazul cărbunilor bruni, ca cei din Germania, cu umiditate foarte mare (50—60%) și puțină cenușă (< 10% la masa naturală), după degajarea volatilelor particula conține mai mult cocs decît cenușă. Aceeași situație este valabilă și pentru ligniți superiori cu un procent de cenușă mai mic de 35% (raportat la masa uscată) cum sînt de exemplu ligniții de Derna, Schitu Goleşti etc.

Această desfășurare specifică a procesului de ardere atrage după sine imposibilitatea aplicării procedeelor tehnice de ardere elaborate și perfecționate pentru arderea în strat, de care ne ocupăm în prezentul articol, a mixtelor sau cărbunilor bruni germani foarte umezi. Lignițiii inferiori — sau în general cărbunii bruni cu conținut ridicat de materii volatile și cenușă — necesită un procedeu tehnic, care să asigure continuitatea și intensitatea economică a arderii și în intervalul de temperatură 700—900°C, prin dirijarea unei cantități de căldură către zona considerată. Realizarea acestui aport de căldură numai pe deasupra stratului — profilare specifică a bolților, deplasarea nucleului flăcării — nu este posibilă, deoarece s-ar face în detrimentul uscării și aprinderii cărbunelui pe primele zone. De aceea rămîne o singură cale posibilă de dirijare a aportului suplimentar de căldură — pe la baza stratului. Un astfel de procedeu tehnic îl constituie grătarul cu împingere răsturnată, la care o parte din particulele de cărbune și zgură, aflate în stare fierbinte sau chiar incandescentă, sînt recirculate spre partea anterioară a grătarului.

Deci este necesară recirculația unor particule de cărbune și zgură nu numai pentru uscare și aprindere, ci și pentru menținerea arderii în zona următoare degajării volatilelor.

Un alt procedeu tehnic, propus în urmă cu cîțiva ani în R.D.G. [4], constă în a intercala piese de fontă papuci, între barele grătarului cu împingere superioară, creînd astfel posibilitatea existenței pe grătar a unor cuiburi permanente de foc (Grundfeuer). Acești papuci au fost intercalați nu numai pe primele zone, ci și pe partea de mijloc a grătarului. Aplicarea acestor papuci a fost necesară pentru arderea cărbunilor bruni germani cu multă cenușă, care înainte nu erau exploatați, pe grătarele existente; faptul în sine constituie o confirmare a justeții punctului de

vedere exprimat — necesitatea prelungirii pregătirii termice pînă în zona de temperatură foarte înaltă a stratului.

Masa minerală a lignitilor influențează și în alt mod arderea acestora. După cum se știe, temperatura de înmuiere a zgurilor lignitilor este scăzută. Cele mai multe dintre zguri sînt de tipul *scurt*, cu un interval de aproximativ 100°C între temperatura de înmuiere și cea de topire. Aceasta constituie o altă cauză a instabilității arderii, deoarece este suficientă o ușoară depășire — generală sau locală — a temperaturii, pentru ca zgura topită să se depună pe suprafața exterioară a particulelor de lignit, să înfunde capilarelor masei combustibile. În numeroase cazuri acționează ca un liant, formînd blocuri sau plăci de dimensiuni mari, în care particulele de lignit apar ca înglobate într-o masă de zgură. Problema zgurificării păturilor de cărbune de pe grătare a apărut relativ recent și o explicație definitivă nu a fost pînă acum prezentată. Institutul de energetică al Academiei R.P.R. a dus cercetări pentru a stabili, în cazul concret al lignitilor, modalitatea de-a preîntîmpina apariția zgurificării. În alte articole au fost descrise pe larg experiențele efectuate de Institutul de energetică și concluzia evidentă ce rezultă în ceea ce privește superioritatea stratului răscolit [5], [6]. Asupra acestui aspect nu mai insistăm, deoarece a fost pe larg tratat în articolele amintite. Se arată de asemenea că acțiunea de răscolire trebuie să fie cît mai intensă, și cu atît mai intensă, cu cît calitatea lignitului este mai slabă (mai mult steril, granulație mai mică).

A apărut astfel problema stabilirii tipului de grătar, capabil să asigure o răscolire puternică. Grătarele cele mai uzitate, cele cu împingere superioară, principial nu sînt capabile să răspundă acestei cerințe. Într-adevăr, prin mărirea cursei și vitezei barelor s-ar intensifica și acțiunea de răscolire, dar în același timp ar crește și viteza de curgere a cărbunelui pe grătar. Timpul de staționare a acestuia ar fi prea redus, deci pierderile prin nearse ar deveni foarte mari. Lungirea grătarului este o soluție mult prea neeconomică și care, din acest motiv, nici nu poate fi luată în discuție. O altă soluție constă în a reduce înălțimea barelor de grătar, dar această măsură nu poate fi dusă prea departe, deoarece numărul de bare de grătar ar deveni mult prea mare. Rămîne deci soluția adoptării unui sistem de grătar, la care funcția de transport a combustibilului să fie despărțită de funcția de răscolire, sau la care dependența dintre ele să fie slabă. Grătarul cu împingere răsturnată îndeplinește această condiție. Printr-o mișcare mai forțată a barelor de grătar transportul cărbunilor pe grătar se va mări inapreciabil. Dacă se ține seama în perioada proiectării de necesitatea intensificării mișcării barelor, prin variația înclinației grătarului se poate regla viteza de curgere a combustibilului pe grătar la valoarea optimă.

Aprinderea stabilă a lignitilor constituie o problemă cu un aspect specific mai puțin pronunțat. Umiditatea lignitilor este moderată, de aproximativ 30% și uscarea pe grătar ar putea fi realizată îndeajuns de comod. Totuși problema se complică, datorită procentului ridicat de cenușă, deci, privit în general, conținutul ridicat de balast (55—65%). Datorită

faptului că lignitul este un cărbune cu reactivitate ridicată, aprinderea este mult favorizată. Şi cu toate acestea, aprinderii stabile a ligniţilor trebuie să i se acorde o atenţie deosebită, deoarece pot apare accidente frecvente. Acestea se datoresc în primul rînd profilării necorespunzătoare a focarului. La acest aspect, deosebit de complex, trebuie să se ţină seama de mai mulţi factori, de naturi diferite, dar interdependenţi între ei: temperatura stratului, aerodinamica flăcării şi bineînţeles factorul geometric — repartizarea bolţilor. Acest din urmă factor este studiat în amănunţime de către Institutul de energetică pe modele luminoase, dar cercetările sînt încă în stare incipientă. În cursul diferitelor încercări efectuate, colectivul Institutului a acordat atenţie rolului bolţilor şi şi-a putut forma o părere, sau mai precis, să verifice părerea formată printr-o analiză teoretică. Ligniţii posedă o putere calorifică redusă, de aceea este necesară, pentru menţinerea unui regim ridicat în strat, protejarea acestuia de suprafeţele reci ale conturului de apă — abur al cazanelor, prin construirea de bolţi. Deci în nici un caz nu se poate aplica schema des întîlnită în tehnica americană, a grătarului complet deschis [3]. Nu trebuie uitat că pe asemenea grătare se ard cărbunii cei mai bogaţi, huile şi antracit. De asemenea, socotim neindicate şi recomandaţiile maghiare, la care bolta anterioară este mult dezvoltată, spre diferenţă de cea posterioară. Într-o asemenea construcţie prima zonă este aproape total umbrită şi chiar dacă în acest fel este înlăturată complet răcirea stratului, în acelaşi timp se elimină şi orice aport de căldură din partea cealaltă, fierbinte, a grătarului. Din cauza conţinutului mare de balast al ligniţilor, partea de căldură ce o primeşte stratul din căldura degajată prin arderea volatilelor este insuficientă pentru a asigura o aprindere stabilă. Socotim indicată pentru grătarele de lignit următoarea profilare a grătarului: o boltă anterioară scurtă, îndeajuns de ridicată deasupra stratului şi o boltă posterioară foarte dezvoltată, apropiată de grătar, puţin înclinată. În felul acesta se asigură condiţii favorabile pentru transmiterea de căldură în prima zonă prin radiaţie de la partea centrală şi posterioară a grătarului, cît şi prin radiaţia proprie a nucleului flăcării, care, prin condiţiile aerodinamice create, este apropiat mult de prima zonă. Justa profilare a focarului după schema descrisă este o problemă delicată, deoarece printr-o proiectare necorespunzătoare se pot crea perturbaţii foarte neplăcute în exploatare; aprinderea cărbunelui pe pragul de alimentare sau periodicitate în intensitatea aprinderii, poate cauza uneori şi o periodicitate în ceea ce priveşte întreg procesul de ardere din focar.

Schema de aprindere superioară ar fi suficientă, dacă încărcările grătarului ar păstravalorile uzuale de 250—300 kg/m²h. Dar pentru a realiza o instalaţie compactă, cu o cantitate redusă de metal şi deservire uşoară, ţinînd seama de puterea calorifică foarte redusă a ligniţilor inferiori (~ 2000 kcal/kg) este necesară ridicarea încărcării pînă la valoarea de 450—500 kg/m²h. În acest caz devine necesară schema dublă de aprindere — superioară şi inferioară. Realizarea acestei scheme duble de aprindere este posibilă prin adoptarea grătarului cu împingere răsturnată, după cum s-a arătat mai amănunţit în paginile anterioare, cînd s-a amintit de circularea unei părţi din zgura şi cărbunele incandescent.

Este necesar a preciza condițiile pe care, după părerea colectivului Institutului de energetică, trebuie să le îndeplinească o instalație de ardere a ligniților.

O primă condiție constă în a nu pune condiții prea limitative calității lignitului furnizat. Astfel se acceptă valoarea minimă a puterii calorifice inferioare de 1 500 kcal/kg. De asemenea, se admite un conținut foarte ridicat de mărunt și praf, pînă la 30% pentru fracția 0—5 mm. Socotim ca neeconomice și neoperative cerințele de a arde lignit sortat, de exemplu 10—40 mm. În afară de prețul de cost ridicat al lignitului sortat, trebuie să se țină seama de rapida degradare (fărîmițare) a ligniților fie prin transport, fie prin depozitare. Pentru a realiza o instalație economică și ținînd seama de puterea calorifică redusă, este necesar a se asigura o ardere intensă, cu încărcări mari, cu grosime mare a stratului. Aceasta este o condiție de bază, mult mai importantă decît asigurarea de performanțe în ceea ce privește calitatea arderii. Bineînțeles, pierderile prin ardere incompletă mecanică și chimică, trebuie să se mențină în limite admisibile, pînă la 10%.

Și în sfîrșit, mai trebuie respectată încă o condiție, tot atît de importantă ca și celelalte, expuse pînă acum, și anume mecanizarea completă a tuturor funcțiilor grătarului : alimentarea cu combustibil, transportul acestuia pe grătar, răscolirea, evacuarea zgurii. În situația de astăzi a tehnicii, a mecanizării muncii, a tendinței de eliminare a eforturilor fizice exagerate în muncă, este de neadmis ca măcar una din funcțiile enumerate să fie îndeplinită manual. Fochistul trebuie să se transforme în mecanic, iar intervenția cu ranga poate fi admisă doar în cazuri accidentale.

Numai prin respectarea întocmai a tuturor condițiilor expuse, problema realizării unei instalații de ardere în strat a ligniților poate fi considerată rezolvată. După încercările efectuate, ținînd seama de aspectele specifice ale arderii ligniților, colectivul Institutului de energetică crede posibilă soluționarea problemei astfel puse prin folosirea principiului grătarului cu împingere răsturnată, adaptat, repetăm, aspectelor specifice ale arderii ligniților din R.P.R.

НЕКОТОРЫЕ СПЕЦИФИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ СЖИГАНИЯ ЛИГНИТОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Лигнит может рассматриваться как уголь с повышенным содержанием летучих веществ и золы. После выделения летучих веществ соотношение в частицах между массой золы и кокса в общем больше единицы. В диапазоне температуры 700—900°, когда имеет место переход из кинетической в диффузионную область горения, присутствие большого количества золы оказывает неблагоприятное влияние на стабильность горения и на создание условий для интенсивного сжигания. Таким образом у двух частиц лигнитного кокса, имеющих одну и ту же наружную поверхность, (практически равный вес), но с различным содержанием

золы и находящихся в идентичных условиях, теплоотдача будет одна и та же, но собственное выделение тепла будет разное (меньше у частицы с большим содержанием золы). Ритм возрастания температуры частицы будет тем меньше, чем содержание золы будет больше. В некоторых случаях можно прийти к стационарному режиму, а в других случаях температура частицы может даже понизиться. Это положение действительно для температурного промежутка 700—900°C, в котором при небольшом повышении температуры значительно возрастает выделяемое при горении количество тепла, отнесенного к единице наружной поверхности и к единице времени.

Учитывая свойство лигнитов, в которых после выделения летучих веществ при 700—800°, частица находится в вышеуказанном положении, для интенсивного сжигания лигнитов, в слое, рекомендуется продолжать действие зажигающих устройств и в зоне непосредственно следующей за выделением летучих веществ, а также интенсифицировать зажигание путем применения двойной схемы верхнего и нижнего зажигания.

Кроме этого специфического аспекта сжигания лигнитов указывается на значение шурования слоя во избежание шлакования. Уточняется, что необходимо применять решетку, на которой интенсификация шурования не вызывает слишком быстрого перемещения угля по решетке и следовательно повышенных потерь путем неполного механического сгорания.

На основе анализа всех специфических аспектов, указанных в статье, для интенсивного и экономического сжигания лигнитов PHP, рекомендуется принцип обратно-переталкивающей решетки.

QUELQUES ASPECTS CARACTÉRISTIQUES DE LA COMBUSTION DES LIGNITES

(RÉSUMÉ)

Le lignite peut être défini comme un charbon ayant un contenu élevé en matières volatiles et en cendres. Après le dégagement des matières volatiles, le rapport entre la masse de cendres et la masse de coke, est généralement supérieur à l'unité. Dans l'intervalle de 700°—900°C, quand la combustion passe du domaine cinétique au domaine de diffusion, la présence d'une proportion importante de cendres a un effet défavorable sur la stabilité de la combustion et la création des conditions nécessaires pour une combustion intensive. Ainsi, par exemple, si l'on considère deux particules de coke de lignite ayant la même surface extérieure (pratiquement le même poids) mais des contenus différents en cendres, placées dans des conditions identiques, la chaleur cédée au milieu extérieur sera la même,bien que la chaleur dégagée par la particule contenant la plus grande quantité de cendres soit moindre. Le taux d'accroissement de la température de la particule sera d'autant

moindre que son contenu en cendres sera plus grand. Dans certains cas, on peut arriver à une situation station naire et, dans certains autres, la température de la particule peut même décroître. Cette situation est valable dans l'intervalle de température de 700°...900°C, où une légère élévation de la température produit un accroissement sensible de la chaleur dégagée par la combustion, rapportée à l'unité de superficie et à l'unité de temps.

En tenant compte de la particularité des lignites, dont les particules, après le dégagement à 700°...800°C des matières volatiles, se trouvent dans la situation mentionnée plus haut, on recommande pour la combustion intensive en couche des lignites : de prolonger l'action des dispositifs d'allumage jusque dans la zone suivant immédiatement celle du dégagement des volatiles et d'intensifier l'allumage, par l'emploi du double schéma d'allumage, supérieur et inférieur.

Outre cet aspect caractéristique de la combustion des lignites, on mentionne encore l'importance du brassage de la couche en vue d'éviter la scorification. On insiste sur l'avantage d'adopter une grille où l'intensification du brassage n'entraîne pas un transport trop rapide du combustible le long de la grille et, par conséquent, des pertes trop élevées par combustion mécanique incomplète.

L'analyse de tous les aspects caractéristiques mentionnés mène à la recommandation d'adopter, pour la combustion intensive et économique des lignites roumains, le principe de la grille à poussée renversée.

BIBLIOGRAFIE

1. V. V. Pomeranţev, *Isledovanie proţesov gorenia naturalnovo topliva.* Moscova, 1948.
2. N. V. Vargavik i D. N. Olesciuk, Teploenerghetica, 1955, nr. 5, p. 13.
3. G. F. Knorre, *Topocinte proţesi.* Moscova, 1951.
4. * * * Energietechnik, 1954, nr. 1.
5. D. Buimovici şi C. Cazacu, Studii şi cercetări de energetică (acest volum, p. 7).
6. D. Buimovici, C. Cazacu şi N. Păunoiu, Studii şi cercetări de energetică (acest volum, p. 21).
7. J. R. Bowring et H. G. Crone, Journ. Chim. Phys., 1950, nr. 5—6, p. 543.
8. H. G. Crone, Journ. Chim. Phys., 1950, nr. 5—6, p. 563.
9. L. A. Vulis, *Teplovoi rejim gorenia.* Moscova, 1955.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

INDICI TEHNICO-ECONOMICI PENTRU TERMOFICAREA INDUSTRIALĂ

DE

C. DINCULESCU
MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R.P.R.

I. D. STĂNCESCU şi I. A. BADEA

Dintre cele patru forme finale sub care este cerută energia de către consumatorii industriali şi anume: căldură, energie mecanică, energie chimică şi energie pentru iluminat, ponderea cea mai mare o au necesităţile de căldură care reprezintă în medie 70—90% din totalul energiei cerute de aceşti consumatori.

Majoritatea cererilor de căldură şi de energie mecanică sînt acoperite prin arderea combustibililor. Întrucît, în cele mai multe cazuri randamentele proceselor normale de valorificare a energiei combustibililor sînt cu totul nesatisfăcătoare, a reieşit necesitatea căutării unor căi noi pentru valorificarea la maximum a acestei energii.

Unul din mijloacele cele mai eficace, atît din punct de vedere tehnic cît şi economic, de valorificare a combustibililor este realizarea termoficării, adică a producerii combinate de energie electrică (mecanică) şi căldură şi distribuţia centralizată a căldurii astfel produse printr-o reţea termică [1].

Scopul acestei lucrări este ca să stabilească, în condiţiile noastre, o serie de indici tehnico-economici pentru diferite rapoarte de consum de căldură şi energie electrică, din care să rezulte cadrul în care alimentarea cu căldură a unor anumite industrii este mai avantajos să se facă din centrale de termoficare şi nu din centrale termice.

I. ELEMENTELE CARE CARACTERIZEAZĂ O INDUSTRIE DIN PUNCTUL DE VEDERE AL TERMOFICĂRII

Căldura cerută de o industrie poate fi la înaltă temperatură şi la joasă temperatură.

Căldura la *înaltă temperatură* este necesară unor procese tehnologice care impun temperaturi ce depăşesc 180—200°C. Această căldură

este produsă fie prin arderea directă a combustibilului în focare sau cuptoare, fie prin utilizarea gazelor de ardere de înaltă temperatură.

Căldura la *joasă temperatură* este cerută în industrie pentru procese tehnologice care necesită temperaturi mai scăzute de 180—200°C, ca și pentru încălzirea atelierelor și clădirilor și prepararea apei calde. Această căldură poate fi produsă fie într-o centrală de termoficare, a fabricii sau raională, fie într-o centrală termică, echipată cu cazane de abur sau apă fierbinte.

Energia electrică este produsă total sau parțial în centrala de termoficare a fabricii, restul fiind preluat sau debitat în sistemul energetic.

Ținînd seama de necesitățile energetice ale unei industrii, se pot defini, din punctul de vedere al termoficării [2], următoarele elemente caracteristice :

Q = cantitatea de căldură consumată anual de industrie la joasă temperatură, deci care poate fi preluată din centrala de termoficare, sau termică, în Gcal/an ;

E = cantitatea de energie electrică consumată anual de industrie, în GWh/an ;

D_T = cantitatea de abur livrată de centrală la contrapresiune și la prizele turbinelor de termoficare, în t/an ;

E_T = cantitatea de energie electrică produsă anual în regim de termoficare, cînd cantitatea de căldură Q care se livrează consumatorului trece integral prin turbina de termoficare, în GWh/an ;

z = indice de structură al consumului, dat de raportul dintre cantitățile de căldură și energie electrică consumate anual de industrie ($z = Q/E$), în Gcal/GWh ;

y = indice de termoficare, $y = E_T/Q$, care depinde de parametrii aburului la cazane, la priză sau contrapresiune și de randamentul instalațiilor CET, în GWh/Gcal ;

X_T = grad de termoficare, $X_T = E_T/E$, sau $X_T = z \cdot y$;

z' = inversul indicelui de termoficare, dat de relația $z' = 1/y = Q/E_T$, în Gcal/GWh ;

i_1 = entalpia aburului la intrarea în turbină, în Gcal/t ;

$i_{2,0}$ = entalpia aburului la ieșirea din turbină, în cazul unei destinderi adiabatice, în Gcal/t ;

i_2 = entalpia aburului la ieșirea din turbină, în cazul unei destinderi reale, în Gcal/t ;

i_0 = entalpia condensatului recuperat, în Gcal/t ;

η_{td} = randamentul termodinamic al turbinei ;

η_m = randamentul mecanic al grupului ;

η_g = randamentul generatorului ;

D_t = Cantitatea de abur ce străbate anual turbina în t/an.

Folosind notațiile de mai sus rezultă, în cazul alimentării consumatorului termic exclusiv cu abur preluat de la priza turbinei (D_T) și în

ipoteza recuperării integrale a condensatului (la entalpia i_0), că se livrează anual acestuia, următoarea cantitate de căldură :

$$Q = D_T (i_2 - i_0) \tag{1}$$

și se produce în grupul turbogenerator cantitatea de energie electrică

$$E_T = \frac{D_T (i_1 - i_{2,0}) \cdot \eta_{td} \cdot \eta_m \cdot \eta_g}{860}. \tag{2}$$

II. STABILIREA INDICILOR DE CONSUM DE CĂLDURĂ PENTRU CARE SE JUSTIFICĂ ALIMENTAREA DIN CENTRALE DE TERMOFICARE ECHIPATE CU GRUPURI CU CONTRAPRESIUNE

Se consideră o industrie care are un consum anual de căldură Q și de energie electrică E. Se pune problema să se găsească soluția optimă de alimentare a acestei fabrici cu căldură, fie dintr-o centrală termică, fie dintr-o centrală de termoficare.

În acest scop, se aduc mai întîi cele două soluții la echivalență din punct de vedere tehnic și se compară apoi din punct de vedere economic.

Pentru compararea economică a soluțiilor, se examinează următoarele elemente :

— investițiile inițiale și cele totale, care determină mărimea și ritmul efortului financiar cerut economiei generale ;
— cheltuielile anuale totale.

Soluția cea mai avantajoasă este aceea cu investițiile și cheltuielile anuale minime. Totuși, în cele mai multe cazuri, soluția cu cheltuieli anuale minime nu necesită investițiile cele mai mici. Din acest motiv, problema trebuie examinată din acest dublu aspect, ca pe de o parte să nu se impună un efort de investiții prea mare, pe de altă parte să nu se adopte o soluție cu cheltuieli anuale excesive.

În funcție de situația economică generală, ar putea să nu fie indicat să se adopte soluția cu cheltuielile anuale minime, care în genere implică un efort de investiții mare, ci să se adopte o soluție intermediară, determinată prin prisma raportului optim în perioada respectivă, între cheltuielile anuale mai mari și o diminuare importantă a efortului de investiții.

Din aceste motive, oportunitatea soluțiilor energetice se judecă în condițiile noastre după timpul în care plusul de efort de investiții se recuperează din economia de cheltuieli anuale.

Notînd cu :

I_I = investițiile soluției I, în lei ;
I_{II} = investițiile soluției II, în lei ;
C_I = cheltuielile anuale totale în soluția I, în lei/an ;
C_{II} = cheltuielile anuale totale în soluția II, în lei/an ;
n = numărul de ani, în care diferența de investiții se recuperează din economia realizată din cheltuielile anuale, rezultă

$$n = \frac{I_I - I_{II}}{C_{II} - C_I}. \tag{3}$$

Dacă soluția I necesită investiții mai mari, însă cheltuieli anuale mai mici decît soluția II, ea este indicată dacă n este mai mic decît n_{max}.

Valoarea lui n_{max} este impusă de natura și durata de viață a instalației, precum și de condițiile generale ale economiei naționale. Aceasta înseamnă că, într-un răstimp de n ani, unde n este mai mic decît n_{max}, economia generală a recuperat plusul de efort de investiții, care poate fi folosit pentru noi investiții în alte ramuri de producție. După anul n, cînd diferența de investiții a fost recuperată, economia anuală reprezintă o sursă permanentă, care poate fi folosită în funcție de obiectivele economiei urmărite în epoca respectivă.

Dacă n este mai mare decît n_{max}, este mai indicat să se aleagă soluția cu investiții mai mici, pentru a nu imobiliza prin surplusul de investiții fonduri care ar putea fi folosite în alte ramuri de producție cu cicluri economice mai favorabile, care corespund unor necesități mai acute.

1. *Determinarea diferenței de investiții între soluția cu producere de energie prin termoficare și producere separată.* Dacă se notează cu I_{CET} valoarea totală a investițiilor pentru centrale de termoficare, cu I_{CTE} pentru centrala termoelectrică cu condensație și I_{CT} pentru centrala termică, atunci diferența de investiții între cele două soluții aduse la echivalență, una cu termoficare și cea de a doua cu producere separată, se exprimă prin

$$\Delta I = I_{CET} - (I_{CTE} + I_{CT}). \tag{4}$$

Notînd cu

k_{CET} = investiția specifică într-o centrală de termoficare, în 10^6 lei/Gcal. h^{-1};

k_{CTE} = investiția specifică într-o centrală termoelectrică cu condensație, în 10^6 lei/MW;

k_{CT} = investiția specifică într-o centrală termică, în 10^6 lei/Gcal.h^{-1};

se găsește

$$I_{CET} = k_{CET} \cdot q, \tag{5}$$

$$I_{CTE} = k_{CTE} \cdot p, \tag{6}$$

$$I_{CT} = k_{CT} \cdot q, \tag{7}$$

unde s-a notat cu q debitul termic în Gcal/h trecut integral prin turbină și p puterea electrică în MW instalată în centrală.

Păstrînd și notațiile date anterior, rezultă pentru CET cu contrapresiune următoarele relații:

$$Q = q \cdot h_t, \tag{8}$$

$$E_T = 10^{-3} \cdot p \cdot h_e, \tag{9}$$

însemnînd prin h_t durata de utilizare a debitului termic instalat pentru alimentarea cu căldură a consumatorului, iar prin h_e durata de utilizare a puterii electrice instalate, în h/an.

Se menționează că investițiile specifice k_{CET}, k_{CT} și k_{CTE} sînt variabile, depinzînd de puterea electrică și termică a centralei, de parametrii aburului la cazane și priză, de numărul de cazane și de numărul de turbine.

Folosind notațiile de mai sus, rezultă atunci că diferența de investiții dată de relația (4) este egală cu

$$\Delta I = q \cdot k_{CET} - (q \cdot k_{CT} + p \cdot k_{CTE}), \tag{10}$$

sau

$$\Delta I = q \left(k_{CET} - k_{CT} - \frac{p}{q} k_{CTE} \right). \tag{10'}$$

În cazul considerat, al centralei de termoficare echipată cu grupuri cu contrapresiune, deoarece $h_t = h_e$, rezultă, ținînd seama și de unități

$$\frac{p}{q} = \frac{10^3 \cdot E_T}{h_e} \cdot \frac{h_t}{Q} = \frac{10^3 E_t}{Q}. \tag{11}$$

Dar, $E_T/Q = y$ și deci

$$p/q = 10^3 \cdot y$$

și diferența de investiții devine

$$\Delta I = q \ (k_{CET} - k_{CT} - 10^3 \cdot y \cdot k_{CTE}). \tag{12}$$

2. *Determinarea diferenței de cheltuieli anuale între soluția cu producere de energie în centrale separate și cea prin termoficare.* Cheltuielile anuale în centralele termoelectrice cu condensație, în centralele de termoficare cu contrapresiune și cu condensație și priză și în centralele termice constau în cheltuieli de combustibil, personal, amortizare și reparații capitale, întreținere, reparații curente și generale pe centrală.

Examinîndu-se aceste cheltuieli anuale, atît pentru centralele cu condensație cît și pentru cele de termoficare și termice, se constată că ponderea cea mai mare o au cheltuielile pentru combustibil, amortizări și reparații capitale, care împreună reprezintă circa 95% din total. Restul cheltuielilor reprezintă în medie mai puțin de 5%.

Notînd cu C_{CTE}, C_{CET}, C_{CT} cheltuielile anuale în centrale de termoficare, în centrala termoelectrică cu condensație și în centrala termică rezultă, pentru soluțiile aduse la echivalență, că diferența de cheltuieli anuale între producerea separată și producere prin termoficare (ΔC), este egală cu

$$\Delta C = (C_{CT} + C_{CTE}) - C_{CET}. \tag{13}$$

Considerînd că C_{CTE} reprezintă cheltuielile anuale din centrala cu condensație ce revin producerii cantității de energie electrică E_T, al cărui preț specific este p^e_{CTE}, în lei/GWh, rezultă atunc

$$C_{CTE} = E_T \cdot p^e_{CTE} = 10^3 \cdot p \cdot h_e \cdot p^e_{CTE}. \tag{14}$$

Notînd cu p^e_{CET}, p^t_{CET} prețul specific al energiei electrice în lei/GWh respectiv al căldurii în lei/Gcal produse într-o centrală de termoficare și cu p^t_{CT} prețul specific al energiei termice produse într-o centrală termică, rezultă din relațiile (13) și (14)

$$\Delta C = (Q \cdot p^t_{CT} + E_T \cdot p^e_{CTE}) - (Q p^t_{CET} + E_T \cdot p^e_{CET}), \tag{15}$$

sau

$$\Delta C = (q \cdot h_t \cdot p^t_{CT} + 10^{-3} \cdot p \cdot h_e \cdot p^e_{CTE}) - (q \cdot h_t \cdot p^t_{CET} + 10^{-3} \cdot p \cdot h_e \cdot p^e_{CTE}). \tag{15'}$$

Ultima relație se poate pune și sub forma

$$\Delta C = q \cdot h_t \left[(p^t_{CT} - p^t_{CET}) + (p^e_{CTE} - p^e_{CET}) \frac{p \cdot 10^{-3} \cdot h_e}{q \cdot h_t} \right]. \tag{16}$$

Ținînd seama că pentru CET cu contrapresiune

$$h_t = h_e, \qquad y = 10^{-3} \cdot p/q, \text{ iar } Q = q \cdot h_t,$$

rezultă atunci că relația (16) devine

$$\Delta C = q \cdot h_t \, [(p^t_{CT} - p^t_{CET}) + y \, (p^e_{CTE} - p^e_{CET})]. \tag{16'}$$

Pe baza celor expuse anterior, rezultă că pentru o centrală termoelectrică, cheltuielile anuale pot fi exprimate

$$C = (1 + \gamma) \cdot (\text{cheltuieli combustibil} + \text{cheltuieli personal} + \text{cheltuieli amortizare}) \tag{17}$$

unde γ este un coeficient, care după cum s-a arătat indică valoarea restului cheltuielilor din centrală.

Notînd cu

p_b = prețul combustibilului, în lei/Gcal;
b^e_{CET} = consumul specific de combustibil pentru producerea în CET a energiei electrice, în Gcal/GWh;
b^t_{CET} = idem a energiei termice, în Gcal/Gcal;
b^t_{CT} = consumul de combustibil pentru producerea în CT a energiei termice, în Gcal/Gcal;
a = coeficient de amortizare;
η_c = randamentul cazanelor;
η_r = randamentul conductelor;
m = numărul personalului;
o = cheltuieli anuale medii cu personalul, lei/om.an;

rezultă pentru centrala termică

$$C_{CT} = (1 + \gamma_{CT}) \, (q \cdot h_t \cdot b^t_{CT} \cdot p_b + m_{CT} \cdot o + 10^6 a \cdot k_{CT} \cdot q), \text{ în lei/an}, \tag{18}$$

ar pentru centrala de termoficare, la același preț al combustibilului

$$C_{CET} = (1 + \gamma_{CET})(q \cdot h_t \cdot b^t_{CET} \cdot p_b + 10^{-3} \cdot p \cdot h_e \cdot b^e_{CET} \cdot p_b + \\ + m_{CET} \cdot o + 10^6 \cdot a \cdot q \cdot k_{CET}) \tag{19}$$

Făcînd aproximația

$$\gamma_{CT} = \gamma_{CET} = \gamma$$

și la aceleași randamente la cazane

$$b^t_{CT} = b^t_{CET},$$

rezultă atunci că

$$C_{CT} - C_{CET} = (1 + \gamma)\ [o\ (m_{CT} - m_{CET}) - 10^{-3} \cdot h_e \cdot p \cdot b^e_{CET} \cdot p_b + \\ + 10^6 \cdot a \cdot q\ (k_{CT} - k_{CET})]. \tag{20}$$

Înlocuind $10^{-3} \cdot p/q = y$, rezultă

$$C_{CT} - C_{CET} = (1 + \gamma) q\ [o\ (m_{CT} - m_{CET})\ (q - y \cdot h_e \cdot b^e_{CET} p_b + \\ + 10^6\ a\ (k_{CT} - k_{CET})]. \tag{21}$$

Cheltuielile în centrala cu condensație

$$C_{CTE} = (1 + \gamma_{CTE})(10^{-3} \cdot p \cdot h_e b^e_{CTE} \cdot p_p + m_{CTE} \cdot o + 10^6 \cdot a \cdot p \cdot k_{CTE}), \tag{22}$$

care se mai poate pune și sub forma următoare, dacă se aproximează și $\gamma_{CTE} = \gamma$

$$C_{CTE} = (1 + \gamma) \cdot p \cdot 10^{-3} (h_e \cdot b^e_{CTE} \cdot p_b + m_{CTE} \cdot o/p \cdot 10^{-3} + 10^9 a \cdot k_{CTE}). \tag{23}$$

3. *Determinarea timpului de recuperare a diferenței de investiții din diferența de cheltuieli anuale.* Făcînd înlocuirile în relația (3), se obține

$$n = \frac{I_{CET} - (I_{CT} + I_{CTE})}{(C_{CTE} + C_{CT}) - C_{CET}}, \tag{24}$$

în care înlocuind numărătorul și numitorul cu valorile calculate se obține

$$n = \frac{10^6\ q\ (k_{CET} - k_{CT} - \\ (1 + \gamma)\ o\ (m_{CT} - m_{CET})/q - y \cdot h_e \cdot b^e_{CET} \cdot p_b + 10^6 \cdot a\ (k_{CT} - k_{CET})\ q + \\ - 10^3 \cdot y \cdot k_{CTE})}{+ (1 + \gamma)\ (h_e \cdot b^e_{CTE} \cdot p_b + m_{CTE} \cdot o/q \cdot 10^{-3} + 10^9 \cdot a \cdot k_{CTE})\ p \cdot 10^{-3}}. \tag{25}$$

Simplificînd cu q și ținînd seama că $10^{-3}\ p/q = y$, rezultă

$$m = \frac{10^6\ (k_{CET} - k_{CT} - 10^3 \cdot y \cdot k_{CTE})}{(1 + \gamma)\ [(m_{CT} + m_{CTE} - m_{CET})\ o\ /q + y \cdot h_e p_b\ (b^e_{CTE} - b^e_{CET}) + \\ + 10^6\ a\ (k_{CT} - k_{CET} + 10^3 \cdot y \cdot k_{CTE})]}. \tag{26}$$

Pentru ca să se justifice termoficarea trebuie ca

$$n \leqslant n_{\max}. \tag{27}$$

Din relațiile (26) și (27) se deduce

$$k_{CET} - k_{CT} \leqslant 10^3 . y . k_{CTE} + \\ + \frac{10^{-6} n_{\max}(1+\gamma)(m_{CT}+m_{CTE}-m_{CET})o/q + 10^{-6} \cdot n_{\max}(1+\gamma) y \cdot p_b (b^e_{CTE} - b^e_{CET}) h_e}{1 + n_{\max}(1+\gamma) \cdot a} \tag{28}$$

Dacă se neglijează termenul $10^{-6} n_{\max}(1+\gamma)(m_{CT}+m_{CTE}-m_{CET})o/q$ față de ceilalți, se poate lua acoperitor

$$k_{CET} - k_{CT} \leqslant 10^3 y \cdot k_{CTE} + \frac{10^{-6} \cdot n_{\max} \cdot (1+\gamma)(b^e_{CTE} - b^e_{CET}) y \cdot p_b \cdot h_e}{1 + n_{\max}(1+\gamma) a} \tag{29}$$

4. *Stabilirea debitului termic instalat pentru care se justifică termoficarea.* Se consideră o industrie oarecare, care necesită anual pentru fabricație și încălzire o cantitate de căldură Q. Considerînd că această căldură este produsă în centrală cu un debit termic instalat q, rezultă

$$Q = h_t \cdot q, \tag{30}$$

unde h_t este durata de utilizare a debitului termic instalat. Se consideră acoperitor, că debitul q instalat în cazane, este trecut integral prin turbinele cu contrapresiune.

Dacă se instalează o centrală de termoficare echipată cu grupuri cu contrapresiune, din cantitatea de căldură Q se produce energia electrică E_T, egală cu

$$E_T = y \cdot Q, \tag{31}$$

unde y este indicele de termoficare.

Indicele de termoficare y depinde de parametrii aburului la cazane, de parametrii cu care este cerută căldura de consumatori, de randamentul grupurilor de termoficare. Ținînd seama de cele menționate, se deduc valorile extreme ale indicelui de termoficare pentru grupurile cu contra presiune :

$$y = 60 - 220 \cdot 10^{-6} \text{ GWh/Gcal},$$

corespunzînd parametrilor la cazane de 39 ata, 450°C, respectiv

$$y = 140 - 280 \cdot 10^{-6} \text{ GWh/Gcal},$$

corespunzînd parametrilor la cazane de 100 ata, 510°C și unor contrapresiuni de la 13 la 2 ata.

Pentru determinarea valorilor pentru care se justifică termoficarea, indicate de inegalitatea (29), se examinează limitele între care sînt cuprinse celelalte elemente.

Se admit limitele :

— indicele de termoficare $y = 60.10^{-6}...280.10^{-6}$;
— coeficientul de amortizare $a = 0{,}055...0{,}065$;
— indicele γ al restului cheltuielilor în centrală $= 0{,}03 ... 0{,}06$;
— costul specific al centralelor termoelectrice cu condensație $k_{CTE} = 3-5{,}5.10^6$ lei/MW;
— durata de utilizare a puterii electrice instalate $h_e = 3000-7000$ h/an;
— prețul combustibilului $p_b = 15-30$ lei/Gcal;
— cheltuieli anuale cu personalul $o = 7\,000-10\,000$ lei/om·an
— diferența de număr de personal 1—10 oameni;
— durata maximă de recuperare adiferenței de investiții din economiile anuale $n_{max} = 10$ ani.

Luînd valorile extreme, se găsesc limitele între care trebuie să se încadreze investițiile în centrala de termoficare, pentru ca să se justifice alegerea acestei soluții

$$k_{CET}-k_{CT} \leqslant k, \tag{32}$$

unde k este calculat cu formula (28), dînd valorile extreme pentru elementele : y, s, k_{CTE}, h_e, p_b, o, n_{max} etc.

Ca valori extreme pentru k se găsește
$k = 0{,}34...2{,}3$ mil. lei/Gcal. h^{-1}.

Ca valori medii pentru k, în condițiile actuale, care exprimă diferența dintre investițiile specifice în centrala de termoficare cu grupuri cu contrapresiune, pe de o parte, și centrala termică cu cazane de abur, pe de altă parte, se poate admite

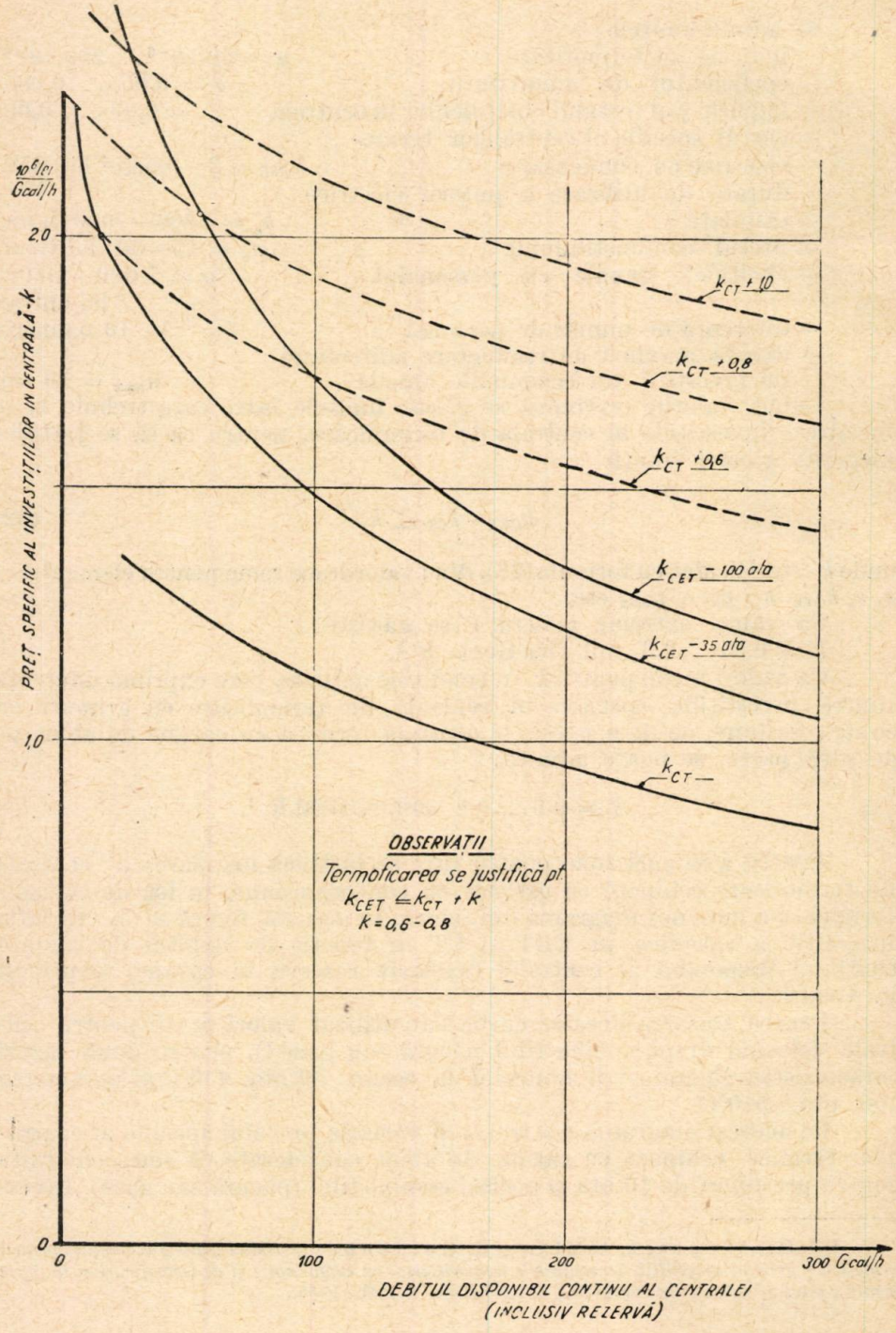
$$k = 0{,}6...0{,}8 \text{ mil.lei/Gcal.h}^{-1}.$$

Pentru a se găsi zone pentru care se justifică instalarea de centrale de termoficare echipate cu grupuri cu contrapresiune, în loc de centrale termice, s-a întocmit diagrama din figură. În această figură se dă variația investițiilor specifice în CET și CT în funcție de debitul de căldură continuu disponibil al centralei (exclusiv rezerva în cazane) exprimat în Gcal/h.

Pentru trasarea acestor curbe s-au utilizat valori medii pentru centrale folosind drept combustibil păcură sau gaze [1]), pentru două cazuri caracteristice : parametrii aburului la cazan 39 ata, 450°C și parametrii 100 ata, 510°C.

Pe aceeași diagramă s-a trasat și variația prețului specific al centralelor termice echipate cu cazane de abur, considerate că sînt construite pentru presiunea de 10 ata și același combustibil (păcură sau gaze). Inves-

[1]) I. D. Stăncescu, A. Mișu și C. Goldenberg, *Indici tehnico-economici pentru termoficare privind investițiile în centralele termoelectrice cu condensație și de termoficare și în rețele termice*, studiu la Inst. de energetică al Academiei R.P.R., 1955.



Zone pentru care se justifică instalarea de centrale de termoficare.

tiţiile specifice pentru CT au fost deduse din investiţiile pentru CET, din care s-a scăzut valoarea grupurilor cu contrapresiune, cu sala aferentă, şi partea din investiţiile comune care reveneau exclusiv grupurilor cu contrapresiune, precum şi diferenţa de investiţii la cazane, cerută de ridicarea presiunii.

Pentru ca să se justifice termoficarea, este necesar ca diferenţa dintre investiţiile specifice pentru CET şi CT să fie mai mică decît o valoare k. Această condiţie este dată de relaţia (32)pusă sub forma

$$k_{CET} \leqslant k + k_{CT}. \tag{33}$$

În figură s-au trecut curbele care reprezintă variaţia lui $(k + k_{CT})$ pentru diferite valori ale lui k. Astfel, s-a luat k egal cu 0,6...1,0.

Atît curbele de variaţie ale investiţiilor specifice în CET şi CT, cît şi cele de variaţie ale lui $(k + k_{CT})$ cu concavitatea în sus sînt descrescătoare. Ţinînd seama şi de condiţia dată de relaţia (33), rezultă că termoficarea se justifică din punct de vedere economic pentru debitele de abur mai mari decît debitul corespunzător punctului de intersecţie dintre curbele k_{CET} şi $(k + k_{CT})$. Debitul minim de la care începe să se justifice termoficarea este dependent în primul rînd de parametrii centralei de termoficare (39 ata, 450°C sau 100 ata, 510°C) şi în al doilea rînd de valoarea lui k. Astfel, pentru $k = 0,6$ mil. lei/Gcal.h^{-1}, termoficarea se justifică la parametrii la CET de 39 ata, 450°C, începînd cu debitul de 15 Gcal/h, iar la parametrii la CET de 100 ata, 510°C la 96 Gcal/h. Dacă k are valoarea 0,8 mil./Gcal.h^{-1}, atunci debitul minim de la care începe să se justifice termoficarea este sub 8 Gcal/h pentru 35 ata şi sub 54Gcal/h pentru 100 ata, 510°C.

Cum k este cuprins între valorile 0,34...2,3 mil./Gcal.h^{-1}, este necesar ca în fiecare caz concret în parte să se stabilească valoarea lui k. S-a arătat că acesta depinde de o serie de factori, ca preţul combustibilului, durata de utilizare a sarcinii termice etc.

Trebuie menţionat în special, că valoarea lui k a fost dedusă, considerînd că atît în cazul centralei de termoficare, cît şi în cazul centralei termice s-ar face aceleaşi investiţii în linii de transport şi staţii electrice. În realitate însă, adoptarea soluţiilor cu centrale termice antrenează de cele mai multe ori, faţă de soluţia cu CET, o investiţie mai mare în linii şi staţii, ceea ce conduce la ridicarea valorii lui k şi deci la coborîrea limitei inferioare a debitului de abur de la care se justifică termoficarea.

III. CONCLUZII

Pe baza formulei generale stabilite în această lucrare, se poate constata uşor dacă în anumite condiţii este justificat, din punct de vedere tehnico-economic, ca o industrie să fie alimentată cu căldură şi energie electrică dintr-o centrală de termoficare.

Cazurile limită, care nu rezultă direct din formulă că se justifică din punct de vedere economic, trebuie examinate mai îndeaproape, pentru

a se vedea dacă condițiile locale nu ar putea influența soluția, în sensul de justificare a termoficării.

Pe de altă parte, cazurile limită, care astăzi nu pot fi justificate, nu trebuie să fie definitiv eliminate, ci vor trebui să fie lăsate să fie examinate în viitor, cînd modificarea în structura energetică a unor anumite industrii, ca și micșorarea prețului investițiilor specifice în centrale ar putea conduce la lărgirea zonei de justificare a termoficării. De asemenea, amplasarea la un loc a mai multor industrii consumatoare de căldură poate conduce la un caz în care să se justifice termoficarea pentru ansamblu chiar dacă pentru fiecare unitate în parte acest lucru nu ar apare economic.

În această lucrare s-a tratat numai cazul centralelor echipate cu grupuri cu contrapresiune, care reprezintă soluția optimă pentru alimentarea consumatorilor cu o durată mare de utilizare. Problema echipării centralelor cu grupuri cu condensație și priză va forma obiectul unui alt studiu.

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ДЛЯ ПРОМЫШЛЕННОЙ ТЕПЛОФИКАЦИИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для отыскания оптимального решения вопроса о снабжении теплом промышленного предприятия устанавливается общая формула, из которой вытекают условия снабжения с технической и экономической точек зрения предприятия от теплофикационной станции вместо котельной. В этом случае соблюдается неравенство

$$k_{тэц} \ll k_к + k,$$

где $k_{тэц}$ обозначает удельные капиталовложения для теплофикационной станции, $k_к$ — для котельной и к — фактор, выражаемый в зависимости от показателя теплофикации удельного капиталовложения для теплоэлектрических станций с конденсацией, от максимального периода использования, от удельного расхода топлива на термоэлектрических станциях с конденсацией и на станции теплофикации, от цены топлива, продолжительности пользования электрической энергией, числа работников на станции и т. д.

На основе этой формулы составлен график, который показывает — в зависимости от разных значений k — минимальные пределы расхода тепла, начиная с которых промышленное предприятие должно снабжаться теплом и электроэнергией от теплофикационной станции.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Зоны, в которых установка теплофикационных станций обоснована.

INDICES TECHNICO-ÉCONOMIQUES POUR LA THERMOFICATION INDUSTRIELLE

(RÉSUMÉ)

Dans le but de trouver la meilleure solution en vue de l'alimentation en chaleur d'une industrie, on établit une formule générale, qui permet de déduire les conditions pour que l'alimentation de cette entreprise par une centrale de thermofication soit plus avantageuse, au point de vue technique et économique, que par une centrale thermique ordinaire. Dans ce cas, il faut qu'on satisfasse à l'inégalité

$$k_{CET} \leqslant k_{CT} + k$$

où k_{CET} représente les placements spécifiques dans la centrale de thermofication ; k_{CT}, les mêmes placements dans la centrale thermique, et k, un terme exprimant, en fonction de l'indice de thermofication, le placement spécifique dans les centrales thermo-électriques à condensation, la durée d'utilisation maximum, la consommation spécifique de combustible dans les centrales thermo-électriques à condensation et à thermofication, le prix du combustible, la durée d'utilisation de la puissance électrique, le nombre du personnel employé dans les centrales, etc.

En application de cette formule, on a tracé un graphique qui indique, en fonction des différentes valeurs de k, les limites minima du débit de chaleur, à partir desquelles il est avantageux qu'une industrie soit alimentée en chaleur et en énergie électrique par une centrale de thermofication.

EXPLICATION DES FIGURES

Zônes dans lesquelles l'installation de centrales de thermofication est justifiée.

BIBLIOGRAFIE

1. I. D. Stăncescu, Energetica, 1953, nr. 1—2, p. 21.
2. Șt. Gheorghiu, Energetica, 1953, nr. 3, p. 6.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

MOTOARE TERMICE

CONTRIBUŢII LA STUDIUL EXPERIMENTAL AL DETONAŢIEI INCIPIENTE ÎN MOTOARELE CU APRINDERE PRIN SCÎNTEIE PENTRU CAMIOANE

DE

C. ARAMĂ, A. C. VASILESCU şi G. ZĂTREANU

Unul din mijloacele cele mai eficiente pentru mărirea economicităţii motoarelor cu aprindere prin scînteie este creşterea raportului de compresie.

Tendinţa generală în construcţia de motoare arată o continuă creştere a raportului de compresie.

Creşterea raportului de compresie antrenează îmbunătăţirea tuturor indicilor tehnico-economici şi a tuturor calităţilor motorului cu aprindere prin scînteie. Astfel, o dată cu creşterea raportului de compresie, se măresc puterile efectivă şi litrică ale motorului şi se micşorează greutatea specifică a acestuia.

Mărirea raportului de compresie este însă limitată de apariţia fenomenului de detonaţie care constă în autoaprinderea ultimei porţiuni a amestecului iniţial. Detonaţia în motorul cu aprindere prin scînteie se manifestă prin :

a) creşterea presiunii maxime a gazelor, de unde o majorare a solicitărilor termo-mecanice ale motorului ;
b) mărirea vitezei de creştere a presiunii, de unde apariţia mersului brutal ;
c) reducerea puterii şi economicităţii motorului ;
d) apariţia unei unde de şoc, de unde vibraţiile pereţilor cilindrilor cu producere de zgomote caracteristice (ciocănire) ;
e) supraîncălzirea motorului, de unde micşorarea durabilităţii sale etc.

Un mare număr de factori exercită o influenţă importantă asupra apariţiei şi intensităţii detonaţiei şi anume : turaţia, sarcina, condiţiile atmosferice, regimul termic, avansul la aprindere, compactitatea camerii de ardere, poziţia şi numărul bujiilor, natura combustibilului etc.

În general s-a acordat pînă acum o prea redusă atenţie influenţelor unor factori de natură funcţională şi constructivă, atenţia principală fiind îndreptată spre calitatea antidetonantă a combustibilului.

După cum se ştie, pe această direcţie s-a introdus criteriul cifrei octanice în stabilirea calităţii antidetonante a unui combustibil. Aceasta este proporţia de *izo*-octan din amestecul de *izo*-octan (cu mare rezistenţă la detonaţie) şi n-heptan (cu redusă rezistenţă la detonaţie) care conduce la aceeaşi intensitate de detonaţie ca şi combustibilul a cărui calitate antidetonantă se stabileşte. Determinarea cifrei octanice se face în condiţiile cunoscute pe un motor standard monocilindric, cu turaţie relativ scăzută.

Creşterea raportului de compresie antrenează apariţia rapidă a detonaţiei, ceea ce pretinde, în vederea înlăturării efectelor nocive ale acesteia, o creştere corespunzătoare a cifrei octanice.

Cum era de aşteptat, determinarea rezistenţei la detonaţie a unui combustibil pe motorul monocilindric experimental conduce la rezultate nesatisfăcătoare în exploatare. Într-adevăr, comparaţia dintre calitatea antidetonantă a benzinelor determinată pe motorul monocilindric experimental şi comportarea benzinelor pe motoarele autovehiculelor în condiţii de cale a scos la iveală o serie de nepotriviri care au condus la concluzia că, pentru tehnica actuală a motoarelor cu aprindere prin scînteie, determinarea clasică a cifrei octanice nu mai este satisfăcătoare.

Date fiind deosebirile funcţionale şi constructive importante dintre motoarele construite, problema devine deosebit de complexă, cerînd pentru rezolvarea ei în ansamblu un tratament statistic.

Pornind de la acestea, s-a propus determinarea cifrei octanice de cale (C.O.C.) după metoda motorului experimental, însă în condiţii de cale, cu motorul de serie.

Problema etalonării benzinelor după metoda cifrei octanice de cale nu intră în preocupările acestui articol.

Preocupările au fost îndreptate în direcţia determinării cifrelor octanice necesare în condiţii de cale (C.O.N.C.) pentru diferite tipuri de motoare uzuale. Cercetările experimentale au fost conduse atît în condiţii de banc, cît şi în condiţii de cale pe aceleaşi tipuri de motoare.

Experimentările în condiţii de banc au permis obţinerea unor rezultate care, date fiind mijloacele disponibile, nu s-au putut obţine în condiţii de cale, precum şi izolarea efectelor unor factori principali şi perturbatori, ceea ce nu se putea realiza în condiţii de cale.

În ambele experimentări, de banc şi de cale, s-a utilizat metoda detonaţiei incipiente, considerînd că ea permite analiza fenomenului în toată gama de funcţionare a motorului şi că nu pretinde aprecierea intensităţii detonaţiei, problemă dificilă şi discutabilă. De asemenea, s-a căutat să se precizeze detonaţia incipientă atît în cursul accelerării, cît şi în cursul decelerării. Cu toate acestea, trebuie remarcat că stabilirea detonaţiei incipiente nu corespunde decît unui caz de utilizare a autovehiculului şi ca atare concluziile la care ea duce, pot să nu coincidă întotdeauna cu aprecierile conducătorilor.

Echipamentele principale folosite, în afară de cele obișnuite (vitezometre, tahometre, termometre și termocuple pentru apă și ulei), au constatat din : dispozitiv manual de variere a avansului la aprindere, dispozitiv de măsură a consumului de combustibil și dispozitiv acustic pentru detectarea detonației.

În figura 1 se arată curbele de detonație incipientă care reprezintă variația avansului la aprindere de la care apare detonația în funcție de

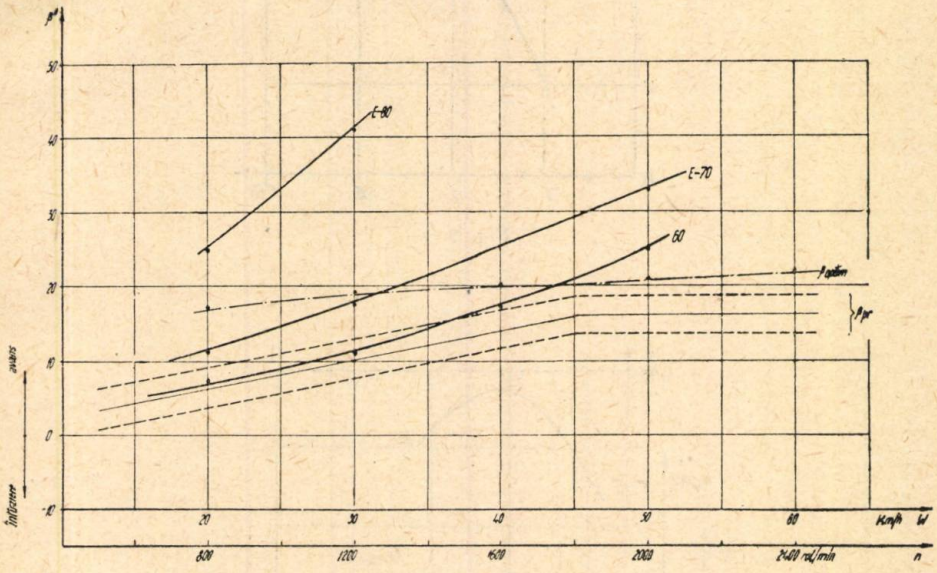


Fig. 1

turația motorului, respectiv viteza de înaintare a autovehiculului, în plină sarcină și în priza directă de viteze, pentru motorul ZIS-120. Curbele de detonație incipientă au fost determinate pentru benzină de C.O. 60, 70 și 80. Benzina de C.O. 60 este neetilată, iar cele de 70 și 80 sînt etilate.

Pe aceeași diagramă s-a trasat curba de avans optim la aprindere, precum și domeniul de variație a avansului la aprindere, în plină sarcină, după datele prescrise de uzina constructoare (β_{pr}).

Se poate deduce imediat că, la reglajul aprinderii prescris de uzina constructoare, cifra octanică necesară pe cale (C.O.N.C.) este puțin sub 70. De asemenea, pentru obținerea puterii și economicității maxime, respectiv prin utilizarea avansului optim la aprindere, cifra octanică necesară pe cale este de minimum 78.

Folosind datele din figura 1, s-au trasat C.O.N.C. în funcție de valoarea avansului fix la aprindere (fig. 2). Valorile C.O.N.C. s-au determinat pentru limita superioară a domeniului β_{pr}.

Rezultatele obținute nu sînt încă suficiente pentru a suporta un tratament statistic. Cu toate acestea, ele permit precizarea condițiilor în

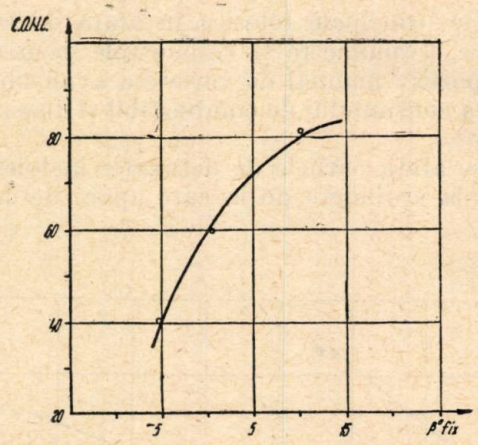

C.O.H.C.
80
60
40
20
-5
5
15
β° fix

Fig. 2

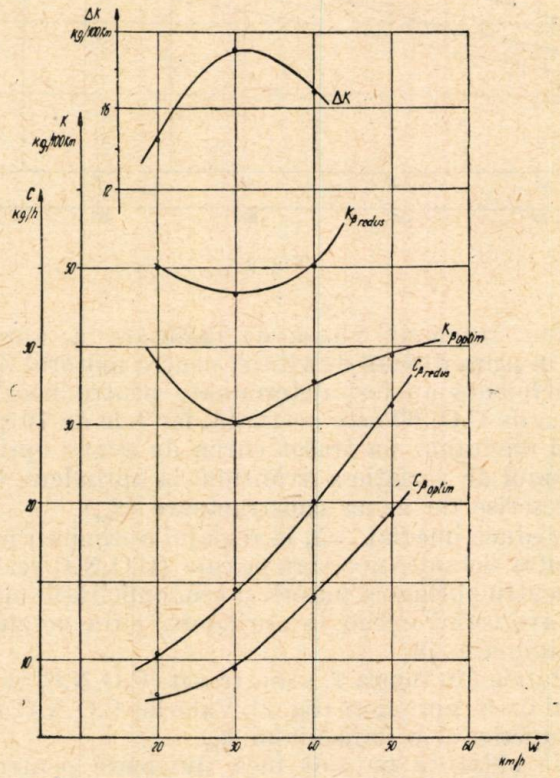

ΔK
kg/100km
16
12
ΔK
K
kg/100km
C
kg/h
50
30
30
20
10
$K_{\beta\,redus}$
$K_{\beta\,optim}$
$C_{\beta\,redus}$
$C_{\beta\,optim}$
20
30
40
50
60
W
km/h

Fig. 3

care lucrează motoarele cu combustibili diferiți, la reglaje diferite de aprindere.

Astfel în figura 3 se arată variațiile consumurilor orare și la 100 km în funcție de viteza de înaintare în plină sarcină, cu avansul optim la aprindere și cu avansul la aprindere reglat pe linia detonației incipiente, pentru benzina de C.O. 60.

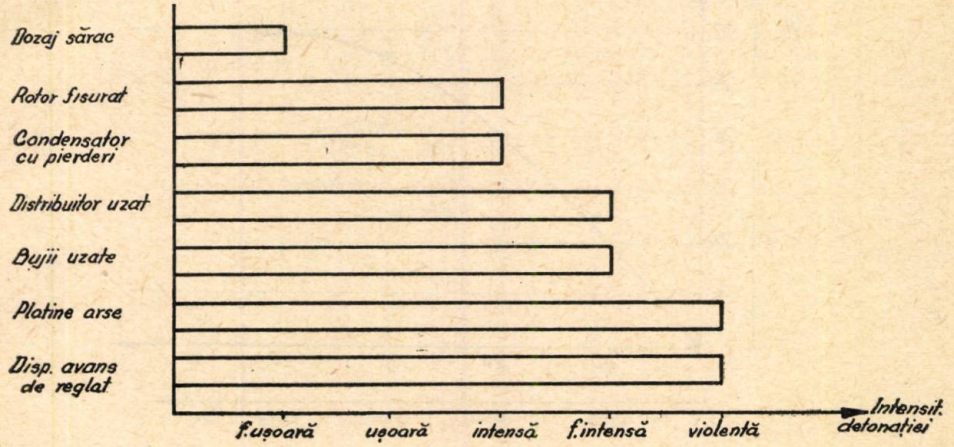


Fig. 4

Se observă cu ușurință o creștere apreciabilă a consumurilor de combustibil în exploatare în cazul utilizării benzinei de C.O. 60 cu avansul la aprindere reglat pe linia detonației incipiente. Această creștere a consumului de combustibil fiind obiecționabilă, atenția trebuie îndreptată asupra mijloacelor de mărire corespunzătoare rațională a economicității.

Trebuie menționat că o serie de factori fac ca detonația să apară chiar în condițiile determinate mai sus. Astfel, experiențele au determinat următoarele :

Condițiile atmosferice influențează apariția detonației. S-a constatat că, la un reglaj al avansului la aprindere în vecinătatea curbei de detonație incipientă, o creștere a temperaturii atmosferice de aproximativ 10 grade antrenează apariția detonației.

În aceleași condiții de reglaj ale aprinderii, starea echipamentului de aprindere și reglajul carburației au manifestat o influență extrem de mare asupra apariției și intensității detonației.

În figura 4 se dă o imagine despre influențele dereglărilor și uzurilor sistemelor de carburație și aprindere asupra intensității detonației.

S-a putut detecta o importantă creștere a cifrei octanice necesare pe cale o dată cu creșterea duratei de funcționare a motorului nou (curat).

În figura 5 se arată creșterea necesară a cifrei octanice cu avansul nedetonant pentru benzina de C.O. 70, la o viteză de înaintare de aproximativ 30 km/h, în aproximativ 40 de ore de funcționare. Explicațiile acestei creșteri sînt :

— reducerea volumului camerei de ardere, deci creşterea raportului de compresie, ca urmare a depunerilor de funingine pe pereţi;

— acţiunea de frînare a schimbului de căldură dintre gaze şi pereţi, ca urmare a depunerilor menţionate;

— eventuala acţiune catalitică a funinginii.

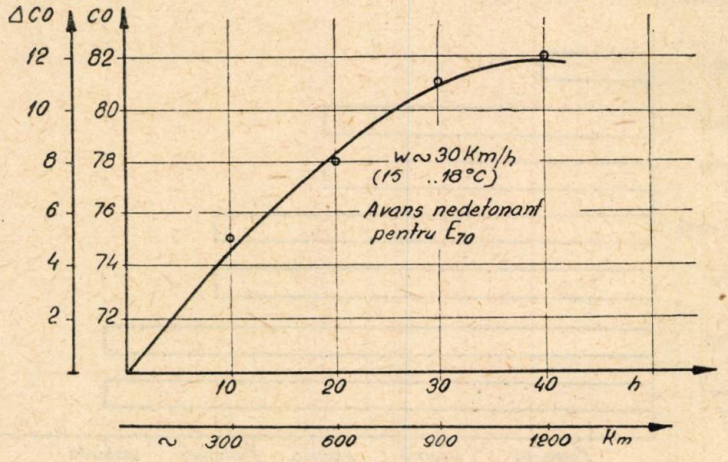


Fig. 5

În concluzie, experienţele efectuate pot servi pentru următoarele precizări:

— se impune determinarea cifrelor octanice necesare pe cale pentru diferitele tipuri de motoare din exploatare, dată fiind necorespondenţa dintre cifra octanică determinată pe motorul experimental şi cea necesară pe cale;

— se constată că practica, larg utilizată în exploatare, de reglare a avansului la aprindere pentru combaterea detonaţiei, la utilizarea unei benzine de cifră octanică necorespunzătoare este penalizată prin ridicarea însemnată a consumului de combustibil;

— se cere căutarea mijloacelor raţionale pentru utilizarea benzinelor de cifră octanică redusă, fără micşorarea exagerată a economicităţii motoarelor.

К ВОПРОСУ ОБ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОМ ИССЛЕДОВАНИИ НАЧИНАЮЩЕЙСЯ ДЕТОНАЦИИ В ДВИГАТЕЛЯХ ГРУЗОВИКОВ С ИСКРОВЫМ ЗАЖИГАНИЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы определили октановые числа, необходимые в дорожных условиях для двигателя ЗИС — 120.

С этой целью были использованы как метод ускорения, так и метод замедления для определения кривых начинающейся детонации.

Было установлено, что необходимое дорожное октановое число равно 78 при регулировке на опережение зажигания по оптимальным значениям и около 70 при регулировке на опережение зажигания по значениям предписанным заводом.

Использование в эксплуатации бензина с октановым числом, равным 60, требует уменьшения опережения зажигания в целях устранения детонации, что приводит к увеличению потребления (часового и на сто километров) горючего.

Было отмечено влияние некоторых факторов (как например атмосферных условий, состояния зажигательного приспособления, регулировки карбюрации, отложения нагара и пр.) на необходимые дорожные октановые числа.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU CLIQUETIS NAISSANT DANS LES MOTEURS À ALLUMAGE PAR ÉTINCELLE POUR AUTOCAMIONS

(RÉSUMÉ)

Les auteurs ont déterminé les indices d'octane de route pour le moteur ZIS-120.

Afin de déterminer, dans ces conditions, les courbes frontières du cliquetis naissant, ils ont utilisé aussi bien la méthode d'accélération que celle de décélération.

Ils ont établi que la valeur de l'indice d'octane de route est de 78 pour le réglage de l'avance à l'allumage selon les valeurs optimes et d'environ 70 dans le cas où ce réglage est fait selon les prescriptions du constructeur.

L'utilisation dans l'exploitation de l'essence à indice d'octane 60 exige la réduction de l'avance à l'allumage, afin d'éviter le cliquetis, ce qui entraîne une augmentation de la consommation horaire (et kilométrique) de combustible.

On signale aussi l'influence de certains autres facteurs (conditions atmosphériques, état de l'équipement d'allumage, réglage de la carburation, dépôts de suie, etc.) sur les indices d'octane de route.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

COMBUSTIBILI SOLIZI

ASUPRA ELEMENTELOR DE CARACTERIZARE ŞI CLASIFICARE A CĂRBUNILOR BRUNI ÎN GENERAL ŞI A LIGNIŢILOR ROMÎNEŞTI ÎN SPECIAL ŞI STABILIREA NOMENCLATURII

DE

I. BLUM şi C. IONESCU-GHEORGHIŢĂ

Pentru a înlătura confuziile de nomenclatură şi a determina locul ocupat de diferitele specii de cărbune brun în clasa respectivă, precum şi poziţia acestei clase în cadrul general al clasificării cărbunilor fosili, ne-am propus o revedere a elementelor de clasificare şi precizare a nomenclaturii corespunzătoare.

Considerăm realizarea scopului sus menţionat, ca deosebit de însemnată, în special pentru ţara noastră, deoarece rezervele vizibile şi probabile de cărbuni bruni din specia *ligniţi*, pe care le posedăm, pot fi evaluate la circa 1,5—2 miliarde tone. Ele aparţin în special pliocenului şi anume etapelor levantin, dacian, ponţian şi meoţian, iar în mai mică măsură miocenului şi anume sarmaţianului. Ca zăcăminte mai importante trebuie considerate în deosebi cele din dacian şi ponţian.

Pentru încadrarea şi delimitarea în clasa cărbunilor bruni al acelui tip de cărbune denumit în mod curent *lignit* şi pentru a evita desele confuzii, denumirile necorespunzătoare şi traducerea greşită a cărbunelui brun prin lignit şi a lignitului prin cărbune brun, trebuie considerat, în primul rînd, aspectul macroscopic al ligniţilor, net diferit de al celorlalte specii de cărbune brun.

Precizăm astfel, că se rezervă denumirea de *ligniţi* sau *cărbuni bruni lemnoşi* acelor cărbuni bruni caracterizaţi printr-o structură xiloidică, lemnoasă, deosebit de pronunţată; aceasta spre deosebire de grupele cărbunilor bruni amorfi pămîntoşi, a cărbunilor bruni maţi, a cărbunilor bruni lucioşi şi a cărbunilor bruni huiloşi.

Ca elemente ştiinţifice de clasificare a cărbunilor fosili humici în general, sînt folosite, în mod logic, o serie întreagă de criterii ca de exemplu :

caracteristicile chimico-tehnice ale cărbunilor, compoziția elementară, randamentul în cocs, aspectul cocsului ș.a.

Deosebit de importantă ni se pare însă, o clasificare bazată și pe modul de comportare a cărbunilor față de unii agenți chimici și în special comportarea față de soluțiile de hidroxizi și carbonați alcalini (de sodiu, potasiu și eventual de amoniu). Acest fel de caracterizare, care folosește ca schelet al clasificării „reacția acizilor humici" [1], se adresează direct componenților chimici preexistenți în cărbune, pe care îi extrage în forma apropiată celei pe care o au în materialul supus cercetării.

Amintim aici că în propunerea prezentată de expertul zonelor occidentale ale Germaniei la Comisia Economică pentru Europa, Comitetul cărbunelui [2] se prezintă, ca element de clasificare, între altele și procentul de acizi humici. În nota însoțitoare a tabelului cu propunerile de clasificare, a aceluiași autor, se găsesc trimiteri la literaturi de specialitate, pentru justificare; aici figurează și o lucrare a noastră [3], prin care se stabilește rolul acizilor humici în conferirea însușirii de brichetare fără liant a cărbunilor bruni pămîntoși, particularitate care caracterizează structura chimică specifică acestor cărbuni.

Acizii humici, acizi oxicarbonici naturali, sînt substanțe macromoleculare, amorfe, de culoare brună pînă la brun închis, care se formează în natură, în procesul de incarbonizare, prin transformarea biochimică (descompunere, oxidare, saponificare) a complexului lignocelulozic al plantelor [3], [4].

Cu o structură încă neclarificată complet — și asupra căreia s-au făcut foarte multe presupuneri, mai mult sau mai puțin susținute prin rezultate (date) analitice — [5], [6], [7], [4] acizii humici posedă greutate moleculară mare (1300 — 1400), iar scheletul lor carbonic este aromatic, cu grad de condensare ridicat. Solubili în alcalii, cu higroscopicitate mare, acizii humici au o capacitate de reacție ridicată, datorită conținutului de grupe funcționale (carboxilice, fenolice și carbonilice) și prezintă proprietăți de schimbători de ioni.

În măsura înaintării procesului de incarbonizare a materialului genetic — deci de formare a cărbunilor — gradul de complexitate a nucleului aromatic al acizilor humici se mărește, iar conținutul grupelor carboxilice libere scade, anhidrizîndu-se [3], [5], [7]. Astfel scade solubilitatea în alcalii, pînă la acel stadiu în care, sub forma de humine complet insolubile se caracterizează stadiul avansat de incarbonizare al huilelor.

Variind sensibil în raport cu puterea de acțiune a agentului de extracție, carbonat sau hidroxid alcalin, randamentul acizilor humici extrași de la diferiți cărbuni, este caracteristic pentru fiecare stadiu de metamorfozare.

Acizii humici reprezintă, așadar, o perioadă de trecere de la masa vegetală spre cărbunii fosili iar stadiile de transformare ale grupei carboxilice si a celorlalte grupe funcționale a acestor acizi, corespund etapelor respective de incarbonizare (îmbătrînire) a cărbunilor, caracterizînd un anumit tip.

De aceea considerăm indicat și propunem, ca, pînă la găsirea unei metode de stabilire și a evoluției complexului aromatic al scheletului masei

humice, să fie păstrată și folosită *reacția acizilor humici*, de care am vorbit mai înainte, atît pentru clasificarea generală a cărbunilor fosili humici, îngrădind astfel cărbunii bruni într-o clasă aparte — cărbuni cu reacția acizilor humici pozitivă — cît și la diferențierea speciilor de cărbune brun, existente în sînul acestei clase, caracterizînd astfel cele 5 categorii tipice de cărbune brun, între ele.

De menționat că în cadrul Comisiei Economice pentru Europa, Comitetului de cărbune i s-a prezentat un material de clasificare, în care se ține seama numai de acizii humici liberi existenți în cărbune [2]. Aceasta, după părerea noastră, nu ne poate da o imagine completă și clară a procesului de transformare suferit de masa organică a cărbunelui.

În propunerea de clasificare a cărbunilor bruni din comunicarea de față, noi am ținut seama la alcătuirea tabelului atît de cantitatea de acizi humici din cărbune extrași cu NaOH (s-a utilizat soluție 1% pentru a evita hidroliza) cît și de cea extractibilă cu Na_2CO_3 (soluție 5%). Trebuie avut în vedere, că soluția de carbonat de sodiu afectează doar o parte din acizii humici și anume pe acei cu funcție carboxilică liberă — deci acizii liberi existenți în cărbune — caracteristici unui stadiu inferior de metamorfozare sau unor condiții de zăcămînt determinant (de exemplu în mediu acvatic vreme îndelungată); soluția de hidroxid de sodiu afectează întreaga cantitate de acizi humici extractibili (și cei cu funcția carboxilică evoluată, de exemplu anhidrizată) caracterizînd și etape de cărbuni bruni mai înaintate, pînă la stadiul de huilă, exclusiv. Cantitatea de extras cu soluție de NaOH devine cu atît mai mică, cu cît cărbunele brun este din punct de vedere geologic mai bătrîn, ceea ce corespunde la o evoluție chimică avansată, iar cantități mari de extras cu soluție de carbonat indică stadii de cărbuni bruni mai puțin evoluați.

Folosirea acizilor humici ca element de clasificare, a permis și posibilitatea de includere a cărbunilor bruni huilоși. Aceasta este iarăși importantă pentru țara noastră, unde existența unor cărbuni cu structură chimică mai evoluată decît cea corespunzătoare vîrstei geologice (cazul sectorului vestic al bazinului Văii Jiului) dădea naștere la interpretări greșite. Cărbunele brun huilos de la noi este terțiar și se află la zona de trecere între cărbunii bruni și huile, avînd caractere oarecum corespunzătoare și cărbunilor bruni și huilelor, dar avînd reacția acizilor humici pozitivă.

Utilizîndu-se comportarea, atît față de soluția de carbonat cît și față de soluția de hidrat, ca metodă de diferențiere a diverselor tipuri de cărbune brun, exprimată în procente de extras, s-a putut aprecia gradul de înaintare a procesului de incarbonizare în interiorul clasei cărbunilor bruni; avem astfel posibilitatea de a situa fiecare din cele 5 grupe, la locul potrivit în scara de incarbonizare a cărbunilor bruni.

Se obține în acest mod o linie de continuitate în imaginea desfășurării procesului de incarbonizare a masei vegetale, și se întrevede măsura trecerii de la faza de transformare biochimică a materialului cărbunos, la cea geologică.

Lucrările executate pînă acum în laboratoarele noastre și în care pentru stabilirea randamentului de acizi humici am folosit soluțiile de

Tab

Clasificarea cărbunilor bruni romînești

Reacția acizilor humici		Specia și denumirea	Simbol romînesc	Apartenența geologică			Randament în acizi humici raportat la masa combustibilă a cărbunelui %	
				perioada	epoca	(vîrsta etaj)	Cu sol. NaOH 1 %	Cu sol Na_2CO_3 5%
Pozitivă	Acizi humici liberi în cantități mari	*Turbă*	T	aluviu	actual	actual și neolitic	25—75	25—60
		1. Cărbune brun *amorf pămîntos*	BP					
		Tipuri :						
		Vărghiș		neogen	pliocen	dacian	73,5	71
		Pralea		neogen	pliocen	levantin	65,0	38
		Căpeni		neogen	pliocen	dacian	64,0	47
	Acizi humici metamorfozați parțial sau total în humine	2. *Lignit* (Cărbune brun lemnos)	BL					
		Tipuri :						
		Schitu Goleşti		neogen	pliocen	dacian-ponțian	33,0	13,5
		Filipeşti		neogen	pliocen	dacian	30,0	27,0
		Derna Tătăruș (Borusulaca)		neogen	pliocen	dacian-ponțian	38,0	34,0
		3. *Cărbune brun mat*	BM					
		Tipuri :						
		Șorecani		paleogen		oligocen	7,5	1,7
		4. *Cărbune brun lucios* (cu luciu smolos)	BS					
		Tipuri :						
		Comăneşti		neogen	pliocen	meoțian	8,80	2,9
		Codlea *)		jurasic	inferior	liasic	6,0	urme
		5. *Cărbune brun huilos*	B/H					
		Tipuri :						
		Petrila		neogen	mediteranian	acvitarian	urme	—
Negativă	Humine foarte metamorfozate	*Huile*	H	cretacic și jurasic	inferior inferior	apțian liasic	—	—
		Antraciți	A	jurasic și permian	inferior (primar)	liasic	—	—

*) Față de celelalte zăcăminte liasice, care sînt huile, zăcămîntul liasic de la Codlea este

lou

pe baza reacţiei acizilor humici

Umiditate higroscopică raportată la cărbune uscat la aer %	Raportat la proba de zăcămînt		Raportat la masa combustibilă						
			Compoziţia elementară %				Materii volatile %	Puterea calorifică kcal/k	
	umiditate totală %	materii volatile %	C	H	O + (N)	sulf combinat		superioară	inferioară
15—20	80—98	30—62	54—60	5,6—6,5	32—42	0,05—5	56—73	4900—5800	4500—5400
14,82	56,13	18,00	61,48	5,59	32,48	0,45	56,50	5 750	5 450
14,50	58,0	15,80	59,09	5,05	34,95	0,91	57,25	5 088	4 816
13,90	53,40	18,88	64,34	5,48	28,76	1,42	52,98	6 060	5 764
12,66	35,04	28,68	66,29	5,49	27,34	0,88	53,74	6 436	6 140
13,70	40,74	19,00	65,35	5,45	24,91	4,29	56,84	6 273	5 979
11,65	36,30	27,20	61,92	5,30	26,16	6,60	55,32	6 004	5 718
9,30	20,64	28,80	71,13	5,21	17,53	6,13	45,23	7 028	6 747
8,50	20,30	30,58	71,43	5,41	20,97	2,19	45,93	7 070	6 778
6,17	12,17	27,0	72,61	5,48	19,54	2,37	45,32	7 273	6 977
2—5	11	25—26	71—73	5,0	22—23	0,8—2	42—43	7 500—7 600	7 300—7 350
1—4	9	11—35	75—92	3,5—5,8	4—15	1—4	12—40	7 600—8 500	7 200—8 300
0,5	1	3—5	94—98	1—3	1—3	0,3—4	3—6	7 800—8 500	7 700—8 200

cărbune brun, prezentînd o neconcordanţă între vîrsta geologică şi proprietăţile chimice (respectiv vîrstă chimică).

NaOH şi Na_2CO_3 de concentraţiile amintite mai înainte, s-au extins asupra tuturor turbelor şi cărbunilor bruni de la noi din ţară. Rezultatele obţinute, cuprind valorile reprezentative pentru exemplificarea şi susţinerea propunerilor noastre şi sînt redate în tabloul alăturat acestei comunicări. Tabloul, cuprinzînd clasificarea cărbunilor bruni, este alcătuit pe schema *clasificării naturale a cărbunilor fosili humici* [1], [7]*) iar cifrele reprezintă valoarea medie a cîtorva determinări.

Din analiza rezultatelor pe care le-am obţinut reies clar următoarele :

a) Clasa cărbunilor bruni cuprinde acei cărbuni naturali care dau reacţii pozitive cu soluţii de hidroxizi alcalini. Această reacţie caracterizează şi etapele cele mai înaintate de metamorfozare în clasa cărbunilor bruni, dar devine negativă pentru huile.

b) În grupa cărbunilor bruni (amorfi) pămîntoşi intră acei cărbuni cu aspect pămîntos, amorf, sfărîmicios, fără structură vegetală şi care dau reacţii puternic pozitive şi cantităţi mari de extras atît cu soluţii de hidroxizi cît şi cu carbonaţi alcalini**).

c) Grupa cărbunilor bruni lemnoşi-ligniţi, cuprinde cărbunii bruni cu structură lemnoasă foarte pronunţată ; acizii humici conţinuţi în ligniţi sînt în parte metamorfozaţi în humine — etapă de evoluţie mai înaintată — de aceea cantităţile extractibile cu soluţii de hidroxizi şi carbonaţi alcalini sînt mult mai mici. Prin reacţia acizilor humici ligniţii se diferenţiază net de celelalte specii de cărbune brun.

d) Cărbunii bruni maţi şi lucioşi dau reacţie pozitivă cu hidroxizi alcalini dar au conţinut foarte mic de acizi humici liberi (sub 3%), uneori numai urme ; se deosebesc între ei prin aspectul macroscopic.

e) Cărbunii bruni huiloşi (Petrila) reacţionează pozitiv cu hidroxid de sodiu, dar se obţin doar urme de acizi humici, aproape toată cantitatea fiind transformată în humine foarte metamorfozate. Aici deci nu mai poate fi vorba de acizi humici liberi.

La rezultatele obţinute în ceea ce priveşte posibilităţile de clasificare a cărbunilor bruni pe calea determinării conţinutului lor de acizi humici, vin să se alăture în mod concludent, susţinînd întru totul afirmaţiile noastre şi celelalte date caracteristice criteriilor generale de clasificare amintite la p. 1. Astfel se poate urmări, în tabloul alăturat, variaţia procentelor de umiditate higroscopică, umiditate totală, compoziţie elementară, materii volatile şi puterea calorifică, cu fiecare stadiu de incarbonizare a cărbunilor respectivi

Pe lîngă faptul că randamentul de acizi humici este caracteristic speciei respective de cărbune şi gradului de incarbonizare a acesteia — fapt care ne-a făcut să-l socotim ca unul din cele mai importante elemente de clasificare a cărbunilor — acizii humici din diferitele surse, se deosebesc unii de alţii şi după unele particularităţi structurale, cum ar fi de exemplu compoziţia elementară sau grupele funcţionale.

*) Această clasificare publicată încă din 1934 în Bul. I.R.E. Bucureşti [1] a servit şi la alcătuirea ulterioară a STAS-urilor.

**) Deşi turbele dau aceeaşi reacţie puternic pozitivă cu soluţii de hidroxizi şi carbonaţi alcalini, ele se diferenţiază însă net de cărbunii bruni (amorfi) pămîntoşi, în primul rînd prin aspectul macroscopic.

Asupra caracteristicilor amintite, cercetările noastre sînt în curs şi s-ar putea astfel, ca pe lîngă randamentul de acizi humici care caracterizează şi clasifică speciile de cărbuni, aceste proprietăţi diferite să vină să întărească importanţa mare pe care am acordat-o acizilor humici, ca element de clasificare a cărbunilor.

ОБ ЭЛЕМЕНТАХ ХАРАКТЕРИЗОВАНИЯ И КЛАССИФИКАЦИИ БУРЫХ УГЛЕЙ ВООБЩЕ И РУМЫНСКИХ ЛИГНИТОВ В ЧАСТНОСТИ С УСТАНОВЛЕНИЕМ НОМЕНКЛАТУРЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Статья содержит предложение о классификации бурых углей на основе результатов, полученных при произведенных анализах всех видов торфа и румынских углей.

Обсуждаются известные критерии классификации, причем особенно подчеркивается выход гуминовых кислот, полученный как при экстрагировании раствором гидроокиси натрия, так и при экстрагировании углекислым натрием.

Уточняется номенклатура всех пяти категорий бурых углей, особенно «лигнита» и бурых углей с древесной структурой с целью избежать частые неясности, существующие в литературе.

В конце статьи приложена таблица классификации румынских бурых углей на основе реакции гуминовых кислот.

ÉLÉMENTS POUR CARACTÉRISER ET CLASSIFIER LES CHARBONS BRUNS EN GÉNÉRAL ET LES LIGNITES ROUMAINS EN PARTICULIER, ET L'ÉTABLISSEMENT D'UNE NOMENCLATURE

(RÉSUMÉ)

L'article comprend une proposition pour la classification des houilles sur la base des résultats obtenus par l'analyse de toutes les tourbes et de tous les lignites roumains.

On y discute les critériums connus de classification, en insistant tout particulièrement sur le rendement en acides humiques, obtenus dans l'extraction tant par une solution d'hydroxyde de sodium, que par une solution de carbonate de sodium.

On précise la nomenclature de toutes les cinq catégories de charbons bruns et surtout celle de „lignite" tout court, pour le charbon brun ligneux, afin d'éviter les confusions fréquemment rencontrées dans la littérature.

L'article comprend, en annexe, un tableau donnant la classification des charbons bruns roumains, basée sur la réaction des acides humiques.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Blum, *Clasificarea combustibililor solizi.* Bul. I.R.E., Bucureşti 1934, nr. 1, p. 21.
2. * * * *Notă prezentată de expertul zonelor occidentale ale Germaniei la Comisia Economică pentru Europa.* Comitetul cărbunelui. Coal/CWP/67, Add. 3/4., aug. 1953.
3. I. Blum, *Die Rolle der Huminsäuren bei der Brikettierung brikettierfähiger Braunkohlen.* Braunkohle, 1931 caietul 38—39, p. 837 şi 853.
4. W. Fuchs, *Die Chemie der Kohlen.* Springer, Berlin, 1931. p. 93.
5. T. A. Kuharenko, *Issledovanie v oblasti guminovîh kislot uglei razlicinîh stadii ugleobrazovania.* Sbornik„Himia i genezis tverdîh goriucih iskopaemîh IAN SSSR, Moscova, 1953.
6. S. S. Dragunov, *Genezih i stroenie guminovîh kislot.* Sbornik" Himia i genezis tverdîh goriucih iskopaemîh" IAN SSSR, Moscova, 1953.
7. G. Stadnikoff, *Die Chemie der Kohlen 1931.* Ferd. Enke Verlag, Stuttgart, 1931, p. 151.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

NOI PUNCTE DE VEDERE ASUPRA NOŢIUNILOR ACTUALE PRIVITOARE LA CONSTITUIENŢII PETROGRAFICI AI CĂRBUNILOR

DE

B. IONESCU-SISEŞTI

Revistele de specialitate din lume sînt de părere că importanţa cărbunelui drept combustibil energetic n-a scăzut prin intervenţia energiei atomice în economia mondială şi n-o să scadă încă multă vreme de aici înainte.

La aceasta trebuie adăugat şi faptul cunoscut că astăzi cărbunele serveşte şi ca importantă materie primă în toate ramurile industriei chimice.

Se ştie de altfel cîtă importanţă a acordat în ultimii ani Comitetul Economic al Naţiunilor Unite unor probleme relative la cărbuni, cum este problema clasificării lor.

Dar utilizarea raţională a cărbunelui, atît în diferitele procese tehnologice, cît şi combustibil energetic, necesită un studiu amănunţit al structurii lui fizice. Azi oamenii de ştiinţă sînt perfect de acord spre exemplu că studiul utilizării raţionale a cărbunilor în scopul cocsificării, brichetării, descenuşării, desulfurării etc. trebuie să se sprijine pe structura lor petrografică.

Termotehnicienii chiar se conving din ce în ce mai mult că probleme aparent mai depărtate, ca spre exemplu arderea în focare şi deci construcţia acestora, conservarea agregatelor pentru producerea aburului etc. sînt de fapt în strînsă legătură cu structura petrografică a cărbunelui.

Chiar depărtîndu-ne şi mai mult de domeniul imediat al cărbunilor, găsim probleme legate de structura lor, ca spre exemplu neconcordanţa dintre rezultatele analizei chimice şi proprietăţile tehnologice, unele aspecte interesante ale procesului de ardere etc.

În sfîrşit studiul structurii ultrafine a cărbunilor deschide perspective noi pentru cunoaşterea naturii chimice a substanţelor de bază din cărbuni şi a diverselor lor transformări, pentru cunoaşterea structurii stoechiometrice a moleculelor şi macromoleculelor, a organizării lor în

rețele cristaline etc. Iar aceasta contribuie nu numai la lămurirea complexului proces al încărbunării, dar chiar la lămurirea unor probleme generale de organizare a materiei.

Domeniul dimensional al structurii cărbunilor fiind foarte vast, metodele posibile de cercetare sînt extrem de variate, de la microscopul metalografic cu toate anexele și sistemele lui optice pînă la difracția razelor X sau spectrografia în raze ultaviolete*).

Problemele de structură ultrafină trebuie și ele să plece sau să fie puse în legătură cu structura petrografică propriu-zisă, a cărbunelui, adică cu structura în domeniul micronului.

De aceea considerăm că cei ce se ocupă cu structura cărbunilor trebuie să facă eforturi în primul rînd pentru a contribui la rezolvarea problemelor de carbopetrografie propriu-zisă.

★

În domeniul acestei discipline tinere există noțiuni fundamentale incomplet de precise sau rău înțelese, precum și probleme fundamentale care au fost greșit înțelese, subestimate sau chiar nesezisate**).

Concepția, actualmente în vigoare, este că aproape toți cărbunii sînt formați din cîțiva constituienți cu structură bine definită: vitritul, fuzitul, duritul și claritul — deci că structura cărbunilor prezintă o imagine simplă: străfișoare sau lentile din acești constituienți.

Din această concepție rezultă cîteva concluzii capitale de ordin practic sau teoretic.

Concluziile de ordin practic sînt:

Modul de comportare a cărbunilor în diversele procese tehnologice, cum este cocsificarea spre exemplu, depinde aproape exclusiv de proporția acestor constituienți;

Acești constituienți pot fi separați relativ ușor;

Proporția acestor constituienți este criteriul fundamental de clasificare petrografică a cărbunilor.

Concluziile de ordin teoretic sînt:

Fiecare constituient s-a format printr-un proces complet diferit de al celorlalți;

Procesul de încărbunare este un proces relativ simplu, reproductibil în laborator;

Considerăm că concepția aceasta asupra constituienților cărbunilor nu este conformă cu realitatea și în consecință că nici concluziile respective nu sînt juste.

Dealtfel aceste concepții au dus la greșeli — spre exemplu în problema clasificării petrografice a cărbunilor — sau au ținut în loc progresul unor cercetări de importanță majoră, cum este cea a utilizării raționale a cărbunilor în fabricarea cocsului metalurgic.

Punctul de vedere pe care îl opunem concepției actuale în aceste probleme fundamentale de carbopetrografie — și pe care vrem să-l dove-

*) În cursul anului 1955 am depus la Institutul de energetică al Academiei un referat amplu asupra problemelor posibile în domeniul structurii cărbunilor.

**) În 1953, Comitetul Internațional de Carbopetrografie a instituit o comisie de nomenclatură. Lucrările comisiei sînt abia la început.

dim aici — este că constituienții clasici sînt numai forme limită ale unor serii continue și foarte variate de structuri, și drept consecință că legăturile genetice dintre constituienți diferă de cele din literatură.

Urmează de aici că și concluziile pe care le vom trage în diferitele probleme practice și teoretice legate de structura cărbunilor vor fi diferite de cele actuale.

★

Vitritul și constituienții vitritici. Vitritul fuzitizat. Vitritul a fost numit astfel de Stopes (vitrain) și de Potonié (vitrit) datorită spărturii lui sticloase și presupunerii că este fără structură celulară aparentă.

Mai tîrziu s-a observat însă că un vitrit cu aspect sticlos, dacă este bine lustruit sau atacat cu reactivi, ori examinat cu anumite sisteme optice, poate arăta structură celulară clară.

Azi sîntem în măsură să constatăm că există o serie de aspecte vitritice cu structură celulară mai mult sau mai puțin ușor de pus în evidență.

Literatura nu stabilește însă criterii de diferențiere a acestor constituienți, iar Comisia internațională de Petrografia cărbunilor n-a luat încă în discuție nomenclatura relativă la cărbunii inferiori. De aceea nu e încă stabilit decît că vitritul poate fi alcătuit din vitrinit cu structură botanică — telinit — și vitrit fără structură — colinit. Denumiri ca cele de xilovitrit, phylovitrit, peridermvitrit se referă numai la felul țesutului și nu la poziția constituientului față de vitritul propriu-zis.

În oarecare măsură diferențierea constituienților vitritici se poate face la microscop și anume în lumină reflectată după capacitatea de reflexie, în secțiuni subțiri după culoare*).

Totuși, diferențierea pe aceste criterii este dificilă și problema rămîne încă deschisă.

Noi am încercat în diverse referate și comunicări să tragem un fir conducător în aceste probleme.

Am arătat că procesul de încărbunare prezintă diferite nuanțe: la limita inferioară, încărbunarea este slabă. se apropie de procesul de putrezire și rezultatul este un constituient vitritic inferior, cu capacitate mică de a reflecta lumina, deci cu structură celulară puțin clară; la limita superioară, procesul de încărbunare duce la un vitrit complet sau aproape complet fără structură, cu aspect coloidal**) și cu strălucire vie în lumină reflectată.

Vitritul inferior se poate îndepărta din ce în ce de nuanța putrescentă, apropiindu-se de nuanța cu încărbunare coloidală.

În figura 1 se vede un vitrit cu structură, cu slabă nuanță de încărbunare putrescentă, în figura 2 un vitrit cu structură, cu nuanță apropiată de cea coloidală, iar în figura 3 un vitrit coloidal.

*) În lumină reflectată, cu obiective seci, capacitatea de reflexie crește și deci strălucirea se accentuează, cu cît constituientul se apropie de vitritul propriu-zis, iar în imersiune, culoarea cenușie devine mai deschisă. În secțiuni subțiri, culoarea constituienților vitritici este roșie cu diferite nuanțe, tinzînd să devină neagră (opac) cînd gradul de încărbunare crește.

**) Noi am numit acest vitrit colovitrit. Termenul, se vede bine, nu este analog cu termenul colinit.

Diferitele aspecte de la vitritul cu încărbunare slabă, putrescentă, pînă la vitritul cu încărbunare coloidală formează deci o serie de constituienți în care vitritul coloidal este vitritul propriu-zis fără structură.

În afară de vitritul coloidal strălucitor în care se mai pot găsi uneori urme de structură, distingem în cărbuni și un vitrit coloidal absolut fără structură. El are aproape totdeauna culoare puțin mai închisă (este mai puțin strălucitor) ca cel dintîi și poate fi mai ușor impurificat cu substanțe minerale.

Se pare că acest vitrit provine în general din substanța din interiorul celulelor și formează separații coloidale sau inundă țesuturile proprii ori alte țesuturi.

Există uneori treceri continue între cele două categorii de vitrit coloidal.

Varietățile extreme sau foarte diferite ale acestei serii de constituienți vitritici se pot găsi împreună formînd o categorie de structuri caracteristice, pe care le-am numit *structuri ornamentale.*

În figura 4 se vede o structură ornamentală în benzi, formată de vitrit cu încărbunare slabă și vitrit coloidal.

Un lucru de importanță capitală este că diferitele aspecte ale constituienților vitritici și ale structurii ornamentale explică foarte bine capacitatea de cocsificare mai slabă sau mai puțin slabă a cărbunilor inferiori.

Un alt lucru tot așa de important este că aceste aspecte pot servi la caracterizarea petrografică a diferitelor categorii de cărbuni și deci la clasificarea lor.

Într-adevăr, constituienții vitritici formează cea mai mare parte din masa cărbunilor și deci proporția și calitatea constituienților vitritici, decid asupra gradului de superioritate a cărbunelui.

Noi considerăm că vitritul coloidal (colovitritul) poate continua încărbunarea pînă cînd se apropie de fuzit. Constituientul apare atunci alb strălucitor în imersie, ca și fuzitul și este sfărîmicios ca și acesta.

Este atunci un constituient nou. Noi am numit acest constituient, încă în 1948 vitrit fuzitizat (fig. 5, imersiune.

Fiind de natură fuzitică, vitritul fuzitizat frînează procesul de cocsificare, ca și fuzitul.

În huilele noastre, găsindu-se în general în cantitate apreciabilă, el influențează, probabil, în mod hotărîtor compoziția chimică a acestora și proprietățile lor tehnologice.

Urmează de aici că noi considerăm că unele din proprietățile atribuite curent fuzitului sau duritului se datoresc de fapt acestui constituient.

Fuzitul și colofuzitul. Legătura colofuzit-vitrit fuzitizat. Fuzitul a fost numit astfel datorită asemănării lui cu mangalul, atît din punctul de vedere al aspectului macroscopic, cît și din punctul de vedere al compoziției și proprietăților fizice și tehnologice.

În lumină reflectată, fuzitul este puțin mai alb decît vitritul; în imersiune însă, este alb strălucitor, contrastînd cu vitritul care este cenușiu.

Formarea fuzitului a fost discutată în literatură.

Azi se admite că fuzitul a putut lua naștere și fără intervenția unui proces de carbonizare.

Se crede însă că în acest caz fuzitul s-a produs în mediu oxidant, deci că procesul lui de încărbunare este complet diferit de cel al vitritului.

În ceea ce privește aspectul morfologico-genetic, literatura n-a deosebit, pînă relativ de curînd, categorii diferite de fuzit. Fuzitul din figura 6 și cel din figura 7 *a*) și *b*) erau considerate unul și același constituient. Observăm însă că în fuzitul din figura 6 pereții celulari au grosime constantă și mărimea deschiderii celulare a rămas neschimbată în cursul procesului de încărbunare și deci punctuațiile s-au conservat cînd au fost, pe cînd în fuzitul din figura 7 *a*), pereții au aspect coloidal și în cursul transformării coloidale mărimea deschiderii celulare și deci deschiderea pereților au putut fi schimbate, iar punctuațiile închise.

Acest al doilea fuzit, noi l-am numit odinioară [1], [2] c o l o f u z i t Cel din figura 7 *a*) poate fi considerat analog cu constituientul pe care literatura recentă îl numește c e l i n i t. Noi considerăm însă că forma aceasta de celule este numai un caz particular, constituientul putînd avea aproape tot așa de frecvent și aspectul din figura 7 *b*).

Aspectul din figura 7 *a*) și cel din figura 7 *b*), prezentînd ambele caracterele descrise mai sus, sînt unul și același constituient. Păstrăm pentru el numele de colofuzit pe care l-am dat în 1947.

Cu aceste precizări, putem reveni la teoria nouă asupra formării fuzitului. Este cu alte cuvinte de răspuns la următoarea întrebare : se poate admite că și fuzitul și colofuzitul s-au format neapărat într-un mediu oxidant, deci printr-un proces de încărbunare diferit de cel al masei în care fuzitul este înglobat ?

Remarcăm că dacă acest lucru este adevărat, înseamnă că fuzitul a fost adus în masa cărbunelui după ce s-a format, deci că constituie unități structurale distincte în această masă, fără legătură cu alți constituienți.

Se confirmă însă aceasta prin examen microscopic ?

Pentru fuzitul propriu-zis nu putem spune că examenul microscopic nu confirmă acest aspect.

Pentru colofuzit însă da. Într-adevăr, examenul microscopic arată frecvent că colofuzitul are legătură organică cu vitritul, în speță cu vitritul fuzitizat, sau mai concret cu vitritul mai fuzitizat sau mai puțin fuzitizat, după propriul său grad de fuzitizare.

Însăși figura 7 *b*) dovedește această afirmație ; figura 8 dă însă o dovadă irefutabilă, iar figura 9 în care nici nu se poate spune sigur dacă lespedea cu ochiuri e colofuzit sau vitrit fuzitizat, o ultimă dovadă.

Rezultă cu alte cuvinte că colofuzitul și vitritul fuzitizat sînt din punctul de vedere al naturii substanței cărbunoase identici, ei diferind numai prin existența sau absența ochiurilor celulare.

Acest rezultat pune prin urmare sub semnul întrebării concepția actuală din carbo-petrografie după care formarea vitritului și cea a fuzitului se datoresc la două procese diferite.

Este evident că acest rezultat pune apoi o serie de alte probleme: care este atunci procesul de formare a colofuzitului?; nu cumva natura țesutului joacă — cel puțin în acest caz — rol decisiv?

Nu este însă locul să analizăm aici aceste probleme.

Semnalăm că colofuzitul este frecvent în huilele noastre mai puțin tinere și este de așteptat ca influența lui asupra proprietăților tehnologice ale cărbunelui să fie comparabilă cu cea a vitritului fuzitizat.

Duritul și seria aglomeratic-duritică (claritică). Numele duritului se referă la proprietatea lui de a fi mai dur ca ceilalți constituienți. Duritatea la rîndul ei, ca și luciul mat al constituientului, se datorește structurii lui din corpuri figurate înglobate într-o masă vitritică.

Duritul poate prezenta deci o serie de aspecte, după natura corpurilor figurate, după proporția dintre corpurile figurate și masa de bază vitritică, și în oarecare măsură chiar după natura masei de bază.

Cu toate aceste variații de aspect, duritul este socotit ca un constituient bine definit, care formează în cărbuni stratișoare care se pot distinge macrostructural.

Noi vom arăta în primul rînd că structura cărbunilor nu prezintă totdeauna acest aspect macroscopic.

Examenul microscopic arată apoi că în cei mai importanți dintre cărbunii noștri, în cei din Valea Jiului și Anina spre exemplu, aspectul cel mai frecvent nu este cel de durit, ci cel de vitrit care se încarcă adesea și foarte variabil cu corpuri figurate sau cel de clarit, aspectul ajungînd să aibă numai la limită și pe alocurea caracter duritic.

Corpurile figurate sînt în imensa lor majoritate fragmente de vitrit fără structură, cu încărbunare diferită de a masei vitritice în care sînt înglobate, în primul rînd fragmente de vitrit mai mult sau mai puțin fuzitizat; apoi corpuri rășinoase etc.

Această serie de structuri începe deci cu structurile din categoria celor pe care le-am numit odinioară aglomeratice [2] vizibile la măriri mici, pînă la durit, în care fragmentele de vitrit fuzitizat sau alte corpuri figurate nu se văd decît în imersiune. Iată spre exemplu o gamă de astfel de structuri:

Figura 10, structura aglomeratică fină; × 125.

Figura 11, idem, formă apropiată de durit (sau de clarit); × 125.

Din imaginea aceasta a seriei duritice putem trage o concluzie plină de consecințe: că această serie de structuri a luat naștere în turbărie prin degradare mecanică și mai ales prin separare din ce în ce mai avansată, deci în condiții de echilibru din ce în ce mai precise.

Cît de apropiate au fost condițiile de echilibru, și deci legile respective, de cele fizico-chimice, este în general greu de spus și depinde în orice caz de mărimea elementelor structurale și, fără îndoială, în oarecare măsură și de masa de bază.

Aceasta impune în sfîrșit două concluzii finale:

1) Celelalte teorii care s-au mai scris asupra formării durităului apar mult mai puțin verosimile;

2) Structurile din seria aglomeratico-duritică (claritică), marcînd gradul de separare în turbărie, variază cu gradul de superioritate a cărbunelui,

Fig. 1

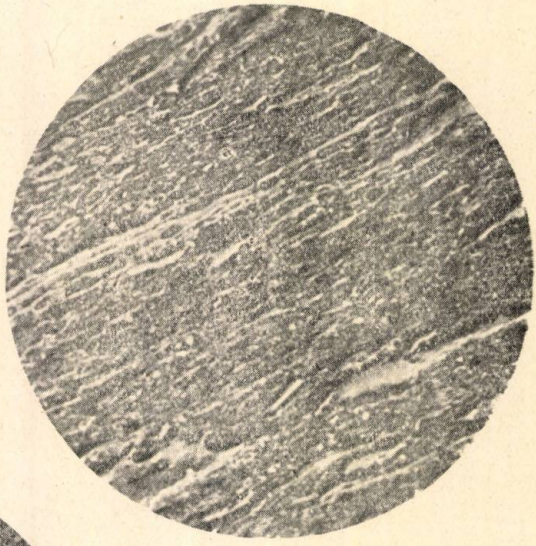


Fig. 2

Fig. 3

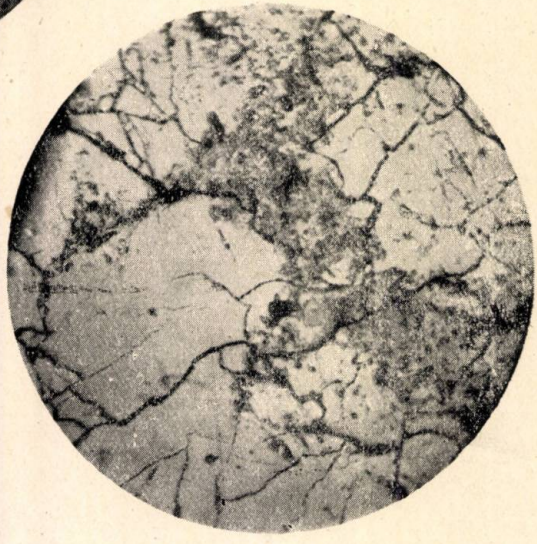


Fig. 4

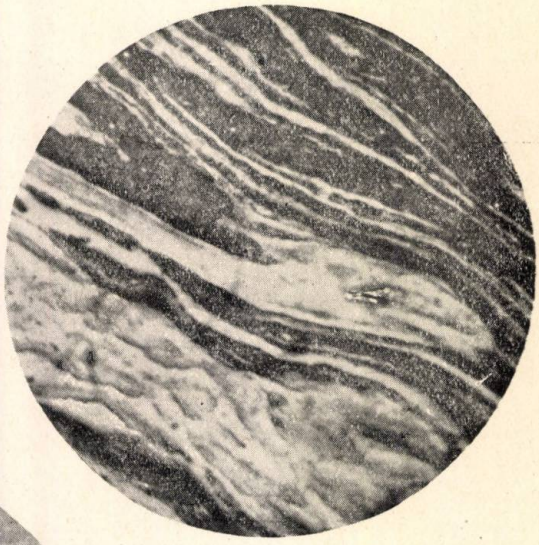


Fig. 5

Fig. 6

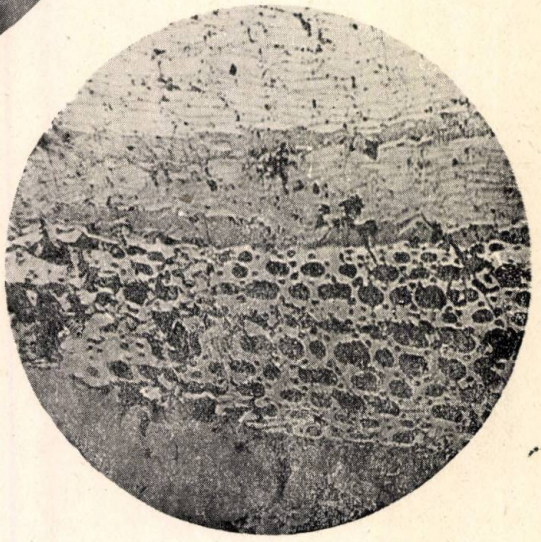
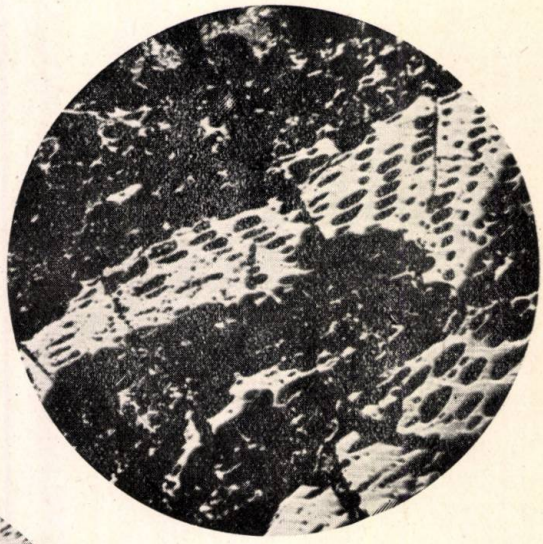


Fig. 7 *a*



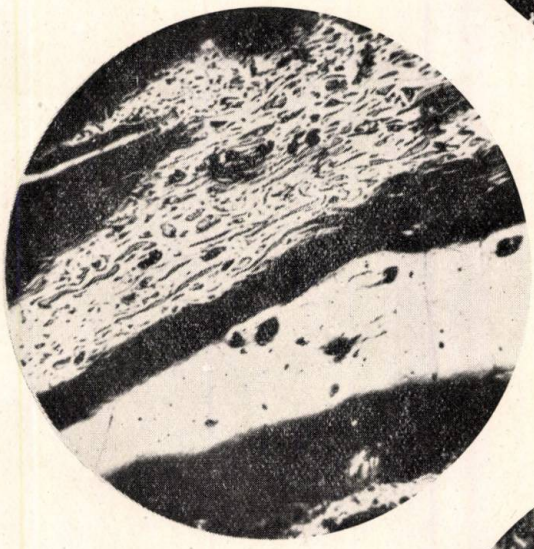


Fig. 7 *b*

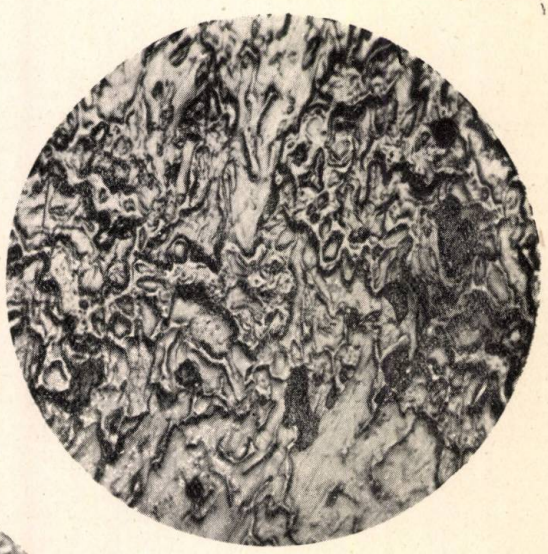
Fig. 8

Fig. 9

Fig. 10

Fig. 11

Fig. 12



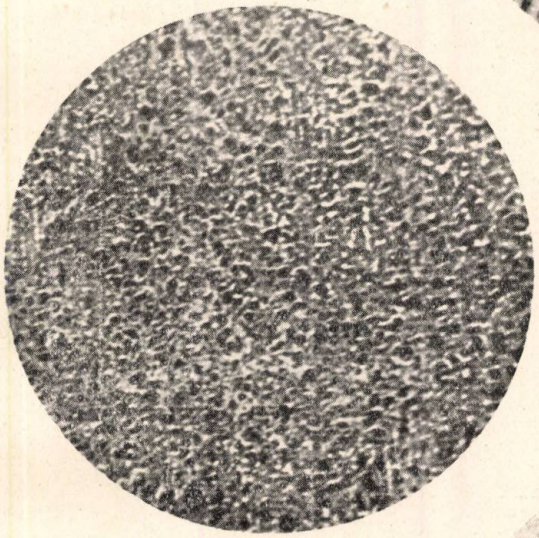
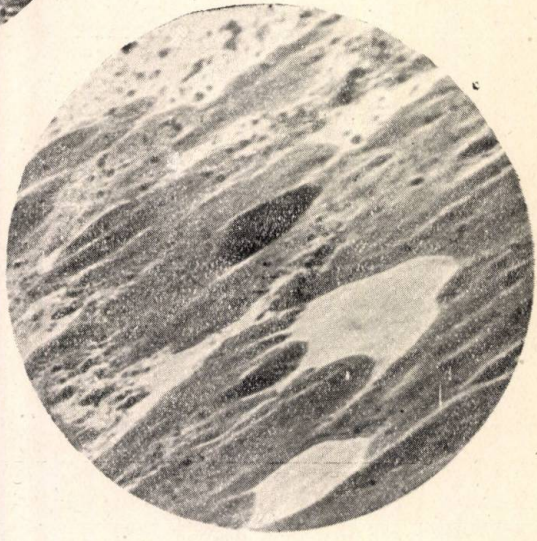


Fig. 13

Fig. 14



duritul tipic caracterizînd huilele superioare și fiind absent sau rar în cărbunii mai inferiori.

Socotim deci că forma constituienților din seria duritică poate servi la caracterizarea petrografică a diferitelor categorii de cărbuni.

Seria vitritului mineralizat. Literatura n-a luat pînă acum în considerare modificarea structurală a unui constituient prin intervenția substanței minerale într-o astfel de măsură încît să-i dea aspect microlitotipic nou.

Noi considerăm însă că mineralizarea poate juca uneori rolul unui factor de formare a structurii microscopice, în speță a vitritului fără structură.

Figurile 12, 13 și 14 reprezintă 3 aspecte din seria de constituienți mineralizați de acest gen.

Aceste noi forme de constituienți care, deși pornind de la o masă vitritică, se aseamănă cu duritul, deschide, credem, drumul unor cercetări noi în formarea structurii cărbunilor, iar din punct de vedere practic, arată gradul de dispersie posibilă a cenușii în cărbuni.

НОВЫЙ ВЗГЛЯД НА СОВРЕМЕННЫЕ ПОНЯТИЯ О ПЕТРОГРАФИЧЕСКИХ СОСТАВЫХ ЧАСТЯХ УГЛЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Согласно существующей концепции все угли образованы из вполне определенных составных частей: витрита, фузита, дурита и кларита.

Автор противопоставляет этой концепции взгляд, что классические составные части являются только крайними членами рядов составных частей, устанавливает критерии для охарактеризования этих рядов и соответствующих составных частей и выводит различные заключения, отличающиеся от существующих концепций об образовании углей и их применении.

В этом порядке он устанавливает, что существует витритный ряд, крайним членом которого является новая составная часть, — фузитированный витрит. Два разных члена ряда могут дать категорию структур, которые автор называет орнаментальными структурами. Различные члены ряда, а также и вид орнаментальной структуры характеризуют разные категории углей и определяют их технологические свойства.

В фузитном ряде автор отличает составную часть — колофузит. Эта составная часть определяет в значительной степени технологические свойства некоторых углей. Ее существование приводит к пересмотру современных теорий об образовании фузита и теории о разнице между процессами влючения в состав угля, витрита и фузита.

Классический дурит фактически является началом агломератно-дуритного ряда. Автор показывает, что это обстоятельство говорит в пользу теории образования дурита путем разделения в торфяном болоте.

Далее он указывает на то, что различные члены ряда характеризуют разные категории углей и приходит к заключению, что мнение о том,

что технологические свойства углей более низкого качества, следующих непосредственно за каменным углем, вызываются в значительной степени дуритом. Более того, в таким углях эта составная часть не существует или является редкой.

В отношении кларита автор устанавливает, что в современном понимании кларит не должен считаться составной частью.

Кроме того, автор доказывает, что существует ряд минерализованного витрита, существование которого выдвигает новые проблемы.

NOUVEAUX POINTS DE VUE SUR LES NOTIONS ACTUELLES CONCERNANT LES CONSTITUANTS PÉTROGRAPHIQUES DES CHARBONS

(RÉSUMÉ)

Selon les conceptions actuelles, la plupart des charbons sont formés par des constituants à structure bien définie : vitrite, fusite, durite et clarite.

L'auteur oppose à ces conceptions l'idée que les constituants classiques ne sont que les termes extrêmes de certaines séries de constituants. Il établit les critériums nécessaires pour caractériser ces séries ainsi que les constituants respectifs, et en tire, enfin, des conclusions, différant des conceptions actuelles, sur la formation et l'utilisation des charbons.

Ainsi, il constate qu'il y a une série vitrique, dont le terme extrême est justement un constituant nouveau, la vitrite fusitisée. Deux termes différents de la serie peuvent engendrer une catégorie de structures que l'auteur désigne par le nom de structures ornementales. Ce sont les divers termes de la série, ajoutés à l'aspect de la structure ornementale, qui caractérisent les diverses catégories de charbons et qui déterminent leurs propriétés technologiques.

Dans la série fusitique, l'auteur relève le constituant colo-fusite. C'est lui qui détermine surtout, les propriétés technologiques de certains charbons. C'est son existence qui met en doute les théories actuelles sur la formation de la fusite ainsi que la théorie de la différence entre les procesus de carbonisation de la vitrite et de la fusite.

La durite classique est, en réalité, tête d'une série agglomératico-duritique. C'est ce qui, selon l'auteur, plaide en faveur de la théorie d'après laquelle la durite se formerait par séparation dans les tourbières.

Ayant démontré que les différentes catégories de charbons sont caractérisées par les divers termes des séries mentionnées, l'auteur en tire la conclusion que l'opinion, selon laquelle les propriétés technologiques des charbons immédiatement inférieurs aux houilles seraient dues surtout à la durite, est fausse ; mieux encore : que ce constituant n'existe pas ou est plutôt rare dans ces charbons.

En ce qui concerne la clarite, l'auteur constate que dans le sens des notions actuelles, elle ne saurait être considérée comme un constituant.

L'auteur démontre, enfin, qu'il y a une série de la vitrite minéralisée, dont l'existence soulève de nouveaux problèmes.

BIBLIOGRAFIE

1. B. Ionescu-Sișești, *Structura petrografică a lignitului rominesc.* Rev. minelor, 1954 nr. 6.

2. — *Aspecte noi în problema structurii cărbunilor.* Rev. Univ. Parhon și Inst. politehnic, 1954. nr. 4, 6 și 7.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

COMBUSTIBILI SOLIZI

STUDIUL ASUPRA POSIBILITĂŢILOR DE REDUCERE A CONŢINUTULUI DE STERIL DIN LIGNIŢI PRIN SPĂLARE CU LICHIDE GRELE

NOTA I. ÎNCERCĂRI DE DESCENUŞARE A LIGNIŢILOR DE SCHITU-GOLEŞTI ŞI ROVINARI

DE

I. BLUM, Al. BĂDĂRĂU, I. EPURE şi CL. GRIGORESCU

I. ASPECTUL PROBLEMEI

Producţia de lignit în R. P. R. a crescut foarte mult în anii primului cincinal şi va fi în continuă şi accentuată creştere în următoarele cincinale deoarece, conform planului de perspectivă a economiei noastre naţionale, concretizat în directivele Congresului al II-lea al P. M. R., ligniţii trebuie să înlocuiască atît lemnul în combustia casnică cît şi o mare parte din combustibilul energetic care azi se bazează încă în mare parte pe combustibilii superiori: produse petrolifere, gaze naturale şi cărbuni de Valea Jiului.

Neajunsul de căpetenie al ligniţilor noştri este slaba lor putere calorifică datorită conţinutului ridicat de cenuşă şi umiditate. Transportul ligniţilor la distanţe mai mari măreşte astfel, peste limitele admisibile, preţul de cost al acestui combustibil în raport cu puterea sa calorifică. Se impune deci căutarea unei metode practice pentru reducerea balastului din ligniţi.

Un alt aspect al problemei este faptul că din producţia curentă de ligniţi daţi în prezent în subteran, rezultă circa 30% ligniţi mărunţi 0 — 30 mm care nu pot fi utilizaţi decît la termocentrale şi la cărămidării. Mărunţii de ligniţi au şi conţinutul cel mai ridicat de cenuşă, datorită friabilităţii sterilului marnos-argilos aflat în stratele de lignit în formă de intercalaţii.

Multe mine de lignit nu sînt în apropierea unei termocentrale şi pentru a găsi o întrebuinţare mărunţilor 0 — 30 mm ei sînt transportaţi la distanţe uneori foarte mari, cu tot conţinutul lor de balast (cenuşă şi

umiditate) ceea ce evident nu este rațional și impune o sarcină grea economiei noastre naționale. Creșterea mare a producției de ligniți în viitor va agrava și mai mult problema surplusului de mărunți.

Pentru moment se propune drept soluție a problemei excesului de mărunți, brichetarea cu liant pentru utilizare în scopuri casnice și energetice. Soluția nu este însă rațională ținînd seamă de conținutul ridicat de cenușă (30 — 40%) a mărunților bruți și considerînd costul ridicat al brichetării, costul transportului balastului conținut și greutățile produse consumatorilor de cantitatea mare de cenușă ce rezultă din ardere.

Problema reducerii conținutului de cenușă se pune deci pentru ligniți în genere și în special pentru ligniții mărunți (0 — 30 mm).

Din încercări de epurare făcute anterior era știut că problema epurării ligniților mărunți se va lovi de o serie de greutăți și anume:

a) Chiar bucățile cele mai curate de ligniți au un conținut ridicat de cenușă (8—12% cenușă la 105°C) la o recuperare foarte redusă de ordinul a 2 — 10%;

b) Sterilul din ligniți este în genere mai friabil decît lignitul și astfel în sorturile granulometrice mai fine conținutul de cenușă este cel mai ridicat;

c) Metodele clasice de epurare fiind aplicate unor cărbuni mai bătrîni nu ne pot servi decît ca orientare în problemă.

Față de cele arătate mai sus s-a impus următoarea linie de cercetare în problema epurării ligniților:

1) Să se studieze în primul rînd epurarea ligniților mărunți 0 —30 mm, problema fiind mai acută pentru economia națională pentru acest sort granulometric.

2) Să se studieze epurarea ligniților în lichide dense, metodă care precum se știe dă posibilitatea spălării celei mai precise.

3) Să se separe, prin ciuruirea mărunților bruți, sorturile granulometrice mai fine care precum se știe nu sînt practic epurabile prin spălare în lichide dense. Acest praf ar urma să fie destinat ca atare exclusiv termocentralelor cu focare speciale pentru pulverulent. Din încercări anterioare se știe că ligniții cu umiditate naturală nu se pot ciurui pe cale industrială decît la 4 — 5 mm deoarece înfundă ciururile. S-a decis astfel ciuruirea prealabilă a mărunților bruți la 5 mm.

4) Sortul granulometric 5 — 30 mm să fie supus spălării în lichide dense pentru a obține:

a. *Mărunți epurați* cu aproximativ 14 — 18% cenușă (la 105°C) care după uscare și măcinare să fie supuși brichetării pentru obținerea unui combustibil casnic sau energetic cu circa 5000 kcal/kg;

b. *Mixte* în cazul ligniților mai greu epurabili din cauza conținutului ridicat de cenușă intrinsecă. Aceste mixte cu un conținut de cenușă (circa 30 — 35%) care să nu depășească cenușa obișnuită a mărunților bruți de lignit, ar urma să fie destinate termocentralelor;

c. *Sterilul* rezultat de la spălare să conțină minimum posibil de materie combustibilă.

5) Toate probele de plutire-cufundare de laborator să fie verificate prin spălări într-o cuvă pilot cu lichide dense. În acest scop, pe baza in-

dicațiilor și desenelor date de I. P. Zemleansky [1] s-a construit în atelierul Institutului de energetică al Academiei R. P. R. o cuvă pilot de spălare cu o capacitate de circa 500 kg/oră.

6) Problema epurării prafului brut 0 — 5 mm să fie atacată ulterior încercînd descenușarea eventuală pe alte căi decît prin lichide dense (de exemplu epurare pneumatică).

7) Știind că ligniții din diferite bazine carbonifere au caracteristici mult variate, este de așteptat ca și comportarea lor la spălare să fie diferită. În consecință, pentru primele încercări de epurare s-a ales bazinul Schitul-Goleşti care conține ligniți mai curați și deci, probabil mai ușor de epurat. Pe baza experienței căpătate la încercările de epurare a acestor ligniți să se treacă apoi la studierea altor ligniți mai complecși.

Cercetările preliminare s-au extins pînă în prezent la toate minele în producție din bazinul Schitu-Goleşti (Berevoești, Poenari, Pescăreasa și Godeni) și s-a început studiul ligniților de Rovinari și din Bazinul Derna.

II. REZULTATELE OBȚINUTE CU LIGNIȚI DE SCHITU-GOLEȘTI

1. *Luarea probelor.* S-au luat probe medii de cîte aproximativ 500 kg, de la fiecare mină din cărbunii mărunți 0 — 30 mm așa cum rezultă la mină, de la ciuruire. Probele reprezintă media producției curente 0 — 30 mm/zi de lucru de la fiecare miňă. Probele au fost introduse în butoaie de tablă cu capacul smolit. Sosite în laborator probele medii au fost din nou omogenizate și reintroduse în cutii de tablă cu capacul smolit pentru diversele probe de laborator și la cuva pilot.

2. *Granulometria.* Ligniții 0 — 30 mm, cu umiditate naturală, au fost ciuruiți în clasele 0 —5 mm, 5 — 10 mm, 10 — 20 mm, și 20 — 30 mm.

La toate aceste sorturi granulometrice s-au stabilit recuperările parțiale și cenușile claselor respective.

Rezultatele sînt arătate în tabloul nr. 1.

Tabloul nr. 1

BAZINUL SCHITU-GOLEȘTI

Granulometria ligniților 0—30 mm cu umiditatea naturală

Clasa (mm)	Mina Berevoiești		Mina Poenari		Mina Pescăreasa		Mina Godeni	
	umiditate medie 32,91 %		umiditate medie 32,18 %		umiditate medie 27,82 %		umiditate medie 30,18 %	
	recuperare %	cenușă %	recuperare %	cenușă %	recuperare %	cenușă %	recuperare %	cenușă %
0—5	32,70	41,25	27,80	26,70	29,47	49,95	21,43	46,70
5—10	19,90	31,70	23,70	20,45	16,62	43,11	17,91	36,50
10—20	21,20	27,08	29,90	19,38	25,64	37,89	30,03	30,55
20—30	26,20	26,15	18,60	19,22	28,27	32,80	30,63	27,30
	100,00	media = 32,38	100,00	media = 21,63	100,00	media = 40,86	100,00	media = 34,10

Din acest tablou observăm următoarele:

a. Mărunții 0 — 30 mm de la mina Poenari sînt într-adevăr mai curați decît mărunții de la alte bazine de ligniți din țară avînd o cenușă medie de 21,63% la 105°C. Mărunții de Berevoești și Godeni au însă cenușă destul de ridicată (32 — 34%), iar cei de la Pescăreasa au chiar un conținut de cenușă mai mare (40,86%) decît mărunții 0 — 30 mm de la alte mine din țară.

Nu se confirmă deci presupunerea că mărunții 0 — 30 mm din bazinul Schitu-Goleşti ar fi cu mult mai curați decît mărunții de la alte bazine de lignit din țară.

b. Sortul 0 — 5 mm conține cea mai multă cenușă și anume 5 — 9% mai mult decît media mărunților 0 — 30 mm.

Prin eliminarea de la spălare a acestui sort neepurabil practic, în lichide dense se ușurează și spălarea mărunților 5 — 30 mm.

c. Clasele granulometrice superioare au cenuși descrescînde la granulațiile mai mari.

3. *Sorturi densimetrice de laborator.* Mărunții ciuruiți 5 — 30 mm de la fiecare mină au fost supuși probelor de plutire-cufundare în soluții de $ZnCl_2$ de densitate 1,25; 1,30; 1,35; 1,40; 1,45; 1,50, obținînd astfel 7 clase. Probele s-au făcut după metoda clasică făcînd plutiri succesive de la densități mari spre densități mici (tabloul nr. 2).

În toate cazurile s-au întrebuințat aceleași probe medii de cărbuni mărunți 0 — 30 mm ce au servit și la probele de granulometrie ciuruindu-se însă probele la 5 mm.

Pentru verificarea rezultatelor de laborator pe 7 clase s-au făcut din aceleași probe medii și sortări pe 3 clase, anume la densitate 1,35 și 1,5.

Pentru verificarea pe scară mai mare cît și pentru verificarea mersului cuvei pilot s-au făcut probe de spălare din aceleași probe medii în cuva pilot la densitatea 1,35.

La toate încercările s-au făcut cîte două probe și acolo unde rezultatele nu au fost apropiate s-a făcut a treia probă de control.

Asupra rezultatelor obținute constatăm următoarele:

a. Cu toate că mărunții bruți 5 — 30 mm de la diferite mine au avut conținut de cenușă totală mult diferit, de la 20,92% la Poenari pînă la 36,43% la Pescăreasa, cenușile fracțiunilor plutite la aceeași densitate *sînt foarte apropiate una de alta.*

b. Pentru a obține ligniți epurați cu circa 14% cenușă trebuie să se spele cărbunii la o densitate de 1,35. La sorturile densimetrice, ce plutesc la 1,35 s-a observat că deși recuperarea variază mult de la o mină la alta (50,30 — 80,07%) totuși *cenușa cărbunilor plutiți variază foarte puțin* și anume 12,60% la Poenari; 13,30% la Godeni; 13,81% la Pescăreasa; 15,48% la Berevoești. Acest fapt are o deosebită importanță deoarece arată că *spălabilitatea cărbunilor de la toate minele este practic aceeași,* fapt ce permite spălarea împreună a cărbunilor de la toate minele bazinului la aceeași densitate, obținînd practic aceeași cenușă în cărbunii epurați, oricum ar varia proporțiile de cărbuni produși de diferitele mine ale bazinului.

Tabloul nr. 2

BAZINUL SCHITU-GOLEȘTI

Încercări de sortare densimetrică la lignițl bruți 5—30 mm

a) sortare 7 clase (laborator)

Densitatea	Mina Berevoești						Mina Poenari						Mina Pescăreasa						Mina Godeni					
	recuperare %		cenușă %		recuperare %	cenușă %	recuperare %		cenușă %		recuperare %	cenușă %	recuperare %		cenușă %		recuperare %	cenușă %	recuperare %		cenușă %		recuperare %	cenușă %
	simplă	cumulată	simplă	cumulată			simplă	cumulată	simplă	cumulată			simplă	cumulată	simplă	cumulată			simplă	cumulată	simplă	cumulată		
<1,25	9,80	9,80	11,53	11,53			8,27	8,27	7,96	7,96			2,39	2,39	8,05	8,05			2,76	2,76	8,06	8,06		
1,25—1,30	37,11	46,91	13,79	13,30	67,60	15,48	53,20	61,47	11,72	11,21	80,07	12,60	30,22	32,61	11,66	11,39	50,32	13,81	27,19	29,95	10,52	10,30	54,31	13,30
1,30—1,35	20,69	67,60	20,45	15,48			18,60	80,07	17,22	12,60			17,71	50,32	18,27	13,81			24,36	54,31	17,00	13,30		
1,35—1,40	6,76	74,36	28,50	16,70			3,08	83,15	27,72	13,16			7,24	57,56	29,66	15,80			11,31	65,62	25,96	15,47		
1,40—1,45	6,29	80,65	38,00	18,32	16,41	35,35	3,97	87,12	33,20	14,08	9,03	33,55	3,70	61,26	36,52	17,22	15,17	35,44	4,65	70,27	35,10	16,77	19,93	31,20
1,45—1,50	3,36	84,01	44,30	19,38			1,98	89,10	43,50	14,71			4,23	65,49	44,39	18,82			3,97	74,24	43,24	18,21		
> 1,50	15,99	100,00	65,60	26,77	15,99	65,60	10,90	100,00	71,50	20,92	10,90	71,50	34,51	100,00	69,84	36,43	34,51	69,84	26,76	100,00	65,10	30,27	25,76	65,10
Total	100,00		media	26,77			100,00		media	20,92			100,00		media	36,43			100,00		media	30,27		
b) Sortare 3 clase (laborator)																								
<1,35	67,63	67,63	15,54	15,54			81,42	81,42	13,42	13,42			51,33	51,33	13,97	13,97			60,30	60,30	13,72	13,72		
1,35—1,50	14,54	82,17	33,70	18,78			7,48	88,90	36,05	15,32			11,96	63,29	35,29	18,00			15,20	75,50	36,55	18,30		
>1,50	17,83	100,00	66,20	27,21			11,10	100,00	71,12	21,51			36,71	100,00	68,59	36,57			24,50	100,00	66,70	30,17		
Total	100,00		media	27,21			100,00		media	21,51			100,00		media	36,57			100,00		media	0,17		
c) Sortare 2 clase (cuva pilot)																								
<1,35	74,48	74,48	15,10	15,10	74,48	15,10	85,08	85,08	12,16	12,16	85,08	12,16	56,68	56,68	13,49	13,49	56,68	13,49	68,22	68,22	14,66	14,66	68,22	14,66
>1,35	25,52	100,00	64,00	27,58			14,92	100,00	69,74	20,74			43,32	100,00	64,65	35,70			31,78	100,00	63,80	30,22		
Total			media	27,58					media	20,74					media	35,70					media	30,22		

c. Clasa mixtelor se obține între densitățile 1,35 și 1,50. Și la această clasă deși recuperările variază între 9,03% la Poenari și 19,93% la Godeni, totuși *cenușile variază foarte puțin* și anume 31,20% la Godeni; 33,55% la Poenari; 35,35% la Berevoești și 35,44 % la Pescăreasa. Observăm că cenușa (medie ponderată) a mixtelor, rezultate de la spălarea cărbunilor mărunți 5 — 30 mm de la aceste 4 mine ar fi de circa 34 %, deci chiar la nivelul cenușilor mărunților bruți 0 — 30 mm. cu care se alimentează termocentralele.

d. Sterilul cu densitate mai mare de 1,5 are o cenușă ce variază între 65,10% la Godeni și 71,50% la Poenari, deci pierderea de substanță combustibilă este în limitele admisibile.

e. Spălările pe 3 clase făcute pentru control, nu verifică în totul rezultatele spălării acelorași cărbuni pe 7 clase.

f. Rezultatele obținute la spălare în cuva pilot în mod surprinzător ne arată recuperări cu mult mai mari de cărbuni epurați la cenuși apropiate, comparate cu cele de la spălarea în laborator în 3 clase, iar ceea ce este eliminat ca steril, deși ar trebui să conțină și mixte, are o cenușă aproape tot atît de ridicată ca și sterilul peste 1,5 densitate, de la probele de laborator. Din cauză că la toți cei patru cărbuni studiați s-a observat acest fenomen, el a fost urmărit și explicat precum vom arăta mai jos.

g. Densitățile de spălare la 1,35 pentru cărbuni epurați și 1,50 pentru mixte, sînt mult mai joase decît cele necesare la cărbunii superiori care sînt deobicei de 1,5 — 1,7. Acest fapt are o deosebită importanță din punct de vedere practic, știind că la densități mici este mult mai ușor de menținut constantă densitatea lichidului obținut din apă cu suspensii grele iar viscozitatea lichidului dens este deasemenea redusă.

S-a urmărit explicarea fenomenului neobișnuit, indicat mai sus, asupra recuperărilor mult mai ridicate obținute la cuva pilot în comparație cu probele de laborator pentru cărbunii epurați la aceeași cenușă. Se știe că în general, din cauza imperfecțiunii aparatelor de spălat, pentru aceleași cenuși în cărbunii epurați, se obțin recuperări mai mici decît la probele de laborator cu aceiași cărbuni.

La ligniți s-a observat, deci, un fenomen contrar celui obișnuit la spălarea cărbunilor superiori. Urmărind problema, s-a dovedit că fenomenul neobișnuit se datorește impregnării lignitului poros cu soluția de $Zn\ Cl_2$, în care s-au făcut probele de laborator. S-a dovedit că proporțional cu timpul cît ligniții stau imersați în soluția de $Zn\ Cl_2$, în timpul sortării pe 7 clase densimetrice, ei absorb din ce în ce mai multe soluții mărindu-și astfel atît densitatea aparentă cît și conținutul de cenușă. Astfel bucăți de ligniți cu densitate reală mai mică decît 1,35 ajung în cursul celor 25 — 30 minute cît durează sortarea densimetrică în laborator, la densități de peste 1,40 și chiar 1,45 și cu o cenușă sensibil superioară. Apar deci, ca mixte, bucăți de cărbuni cu cenușă mică numai din cauza îmbibării cu soluție de $ZnCl_2$. În cuva pilot ligniții stau în contact cu mediu dens numai cîteva secunde și ca atare fenomenul de îmbibare nu mai are loc și din această cauză rezultatele obținute la cuva pilot sînt mult mai apropiate de realitate decît cele de laborator făcute după metoda clasică.

În consecinţă pentru a nu trece la probe de laborator cu alte soluţii decît cele de Zn Cl_2 (soluţii care în general sînt cu mult mai scumpe şi mai greu de procurat) s-a aplicat o metodă nouă de lucru utilizînd însă tot soluţii de Zn Cl_2. S-au pregătit 6 vase cu soluţii de $ZnCl_2$ cu densităţi 1,25 ; 1,30 ; 1,35 ; 1,40 ; 1,45 ; 1,50. Proba de cărbuni a fost perfect omogenizată, apoi în fiecare vas s-a introdus o cantitate de cărbuni, culegînd plutitul separat în minimum de timp posibil (circa 1 minut).

S-a determinat astfel direct curba integrală a cenuşilor (din care s-a dedus prin calcul şi curba elementară) fără ca ligniţii să fi suferit o modificare a densităţii prin îmbibare datorită timpului foarte scurt cît au fost imersaţi în soluţie. Tabloul nr. 3 arată rezultatele de laborator comparative după metoda clasică de la densităţi mici spre densităţi mari precum şi de la densităţi mari spre densităţi mici. Se observă diferenţele mari între acestea datorită îmbibării. În tabloul nr. 4 la rezultatele de la mina Rovinari se arată probele densimetrice făcute după metoda clasică în comparaţie cu noua metodă, precum şi rezultatele obţinute în cuva pilot.

Rezultatele astfel obţinute în laborator s-au dovedit a elimina practic cu totul denaturarea rezultatelor prin îmbibarea ligniţilor.

Rezultatele obţinute în cuva pilot sînt perfect comparabile cu cele de laborator, obţinute prin metoda nouă de lucru.

In concluzie, cercetările preliminare de epurarea ligniţilor mărunţi 5 — 30 mm. în lichide dense asupra cărbunilor de la toate minele în producţie în bazinul Schitu-Goleşti ne arată următoarele :

a) cărbunii mărunţi 0 — 30 mm de Schitu-Goleşti nu sînt sensibili mai curaţi decît alţi ligniţi din ţară ;

b) mărunţii ciuruiţi 5 — 30 mm sînt uşor spălaţi în lichide dense la densitatea de 1,35, dînd un produs cu circa 14% cenuşă la o recuperare medie pe bazin de circa 60 — 62%. Din aceşti cărbuni epuraţi s-ar putea obţine brichete cu liant cu circa 5000 kcal/kg ;

c) prin spălare rezultă o prea mică cantitate de mixte pentru a merita să fie extrasă separat ;

d) faţă de densităţile mai mici ale lichidelor necesare spălării este de aşteptat că în practică să se poată obţine uşor aceste medii dense cu bună stabilitate şi mică viscozitate şi la un preţ redus ;

e) *în timpul spălării umiditatea totală a ligniţilor epuraţi nu creşte decît cu 3 — 4% deci nu se va îngreuia cu mult uscarea pe cale termică în vederea brichetării* ;

f) *ligniţii nu arată nici un semn de degradare sau înmuiere din cauza spălării în lichide dense.*

III. LIGNIŢII DE ROVINARI

Prin exploatare pe cale mecanică a ligniţilor în carieră nu este practic posibilă selecţionarea intercalaţiilor sterile. Cărbunii astfel produşi au, evident, o proporţie ridicată de cenuşă, fapt ce impune cu atît mai mult epurarea mecanică a lor. Faţă de importanţa şi urgenţa rezolvării acestor probleme pentru această carieră care intervine cu o pondere foarte mare

Tabloul nr. 3

Bazinul Schitu-Goleşti mina Godeni 5—30 mm. Incercări de sortare densimetrică

Densitatea	Spălare de la D = 1,25 pînă la D = 1,50						Spălare de la D = 1,50 pînă la D = 1,25					
	recuperare %		cenuşă %		recuperare %	cenuşă %	recuperare %		cenuşă %		recuperare %	cenuşă %
	simplă	cumulată	simplă	cumulată			simplă	cumulată	simplă	cumulată		
<1,25	14,58	14,58	9,48	9,48			3,97	3,97	10,08	10,08		
1,25—1,30	21,86	36,44	12,59	11,33	52,87	13,52	33,55	37,52	12,95	12,63	47,75	13,90
1,30—1,35	16,43	52,87	18,39	13,52			10,23	47,75	18,63	13,90		
1,35—1,40	7,00	59,87	25,98	14,98			11,83	59,58	29,13	16,92		
1,40—1,45	3,93	63,80	34,09	16,16	15,06	31,64	5,93	65,51	36,95	18,74	21,99	29,51
1,45—1,50	4,13	67,93	36,46	19,28			4,23	69,74	43,68	20,26		
>1,50	32,07	100,00	63,72	33,50	32,07	63,72	30,26	100,00	65,27	33,87	30,26	65,27
Total	100,00		media =	33,50			100,00		media =	33,87		

Tabloul nr. 4

Sortarea densimetrică a soluţiei de Zn Cl_2 a lignitului Rovinari (elaubat)

Densitate	Sortare de la D=1,15 pînă la D=1,45				Sortare de la D = 1,45 pînă la D=1,15				Sortare pe densităţi prin noua metodă			
	recuperare %		cenuşă %		recuperare %		cenuşă %		recuperare %		cenuşă %	
	simplă	cumulată	simplă	cumulată	simplă	cumulată	simplă	cumulată	simplă	cumulată	simplă	cumulată
<1,15	8,84	8,84	11,78	11,78	0,26	0,26	10,92	10,92	8,45	8,45	12,18	12,18
1,15—1,20	15,69	24,53	14,28	13,37	6,23	6,49	12,65	12,59	36,11	44,56	17,43	15,26
1,20—1,25	21,13	45,66	17,70	15,34	32,74	39,23	16,18	15,56	25,09	69,65	19,70	16,86
1,25—1,30	25,38	71,04	23,74	18,35	25,52	64,75	22,50	18,31	10,74	80,39	43,19	20,40
1,30—1,35	8,08	77,12	32,20	19,78	16,51	81,26	34,45	21,60	3,71	84,10	47,44	21,36
1,35—1,40	7,29	86,41	36,40	21,20	6,72	87,98	43,40	23,30	6,50	90,60	51,05	23,49
1,40—1,45	4,07	90,48	40,21	22,10	4,09	92,07	51,20	24,46	1,70	92,30	47,31	23,93
>1,45	9,52	100,00	63,70	26,00	7,93	100,00	72,60	28,30	7,70	100,00	75,32	27,89
Total	100,00		media =	26,00	100,00		media =	28,30	100,00		media =	27,89

în producţia de ligniţi, prevăzută în al II-lea cincinal, s-a luat în luna februarie 1956, o primă probă de cărbuni din această carieră cu toate că la această dată nu era deschisă decît treapta superioară a stratului pe circa 2,5 m. Avînd în vedere că pentru viitor se va face un claubaj manual al sterilului s-a eliminat din această primă probă tot sterilul alb mai mare ca 30 mm. S-a obţinut astfel o probă cu o cenuşă medie totală de numai 30,40%. După eliminarea sortului 0 — 5 mm, cărbunii supuşi epurării (5 — 30 mm) au avut o cenuşă medie totală de 28,3% la 105°C. Nu putem considera această probă ca reprezentativă. Totuşi pentru orientare s-au făcut probele densimetrice de laborator după metoda nouă (curba integrală de spălare determinată direct). S-au făcut şi probe în cuva pilot. Rezultatele sînt arătate în tabloul nr. 4. Se constată că şi ligniţii de Rovinari sînt epurabili cu bune rezultate în medii dense. Cenuşa cărbunilor epuraţi va trebui să se ridice însă la circa 17% pentru a evita pierderi de cărbuni în steril. Densitatea de spălare va trebui să se reducă la 1,25 pentru a obţine acest rezultat, ligniţii de Rovinari fiind mai uşori decît cei de Schitu-Goleşti. Nici la ligniţii de Rovinari nu s-a observat vre-o înmuiere sau degradare prin epurarea în medii dense.

Fenomenul de înbibare este chiar mai pronunţat decît la Schitu-Goleşti. Probele următoare se vor recolta la calitate cît mai apropiată de cea efectiv realizată la lucrul cu escavatoare şi astfel se vor putea obţine recuperări mai apropiate de realitate.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УМЕНЬШЕНИЯ КОЛИЧЕСТВА ПУСТОЙ ПОРОДЫ В ЛИГНИТАХ ПУТЕМ ПРОМЫВАНИЯ ТЯЖЕЛЫМИ ЖИДКОСТЯМИ

СООБЩЕНИЕ I. ПОПЫТКИ ОБЕЗЗОЛИВАНИЯ ЛИГНИТОВ ИЗ СКИТУ ГОЛЕШТЬ И РОВИНАРЬ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Показывается значение вопроса очищения лигнитов для народного хозяйства с целью замены топлива высшего качества, применяемого в настоящее время для энергетики и домашнего хозяйства.

Приводятся положительные результаты, полученные в постоянных и полевых лабораториях при очищении мелкозернистых лигнитов (0—30 мм) из бассейна Скиту Голешть (4 шахты) и первой пробы лигнитов из карьера Ровинарь. Лигниты из Скиту Голешть могут очищаться в плотной среде (d=1,35) до средней зольности около 14% при средней рекуперации около 70%. Мелкозернистые лигниты из всех шахт бассейна Скиту Голешть могут промываться вместе, так как имеют одни и те же характеристики для промывки. Лигниты из первой пробы, взятой в Ровинарь, удалось очистить в среде с плотностью 1,25 до зольности 17% при средней рекуперации около 70%.

Лигниты из всех шахт, очищенные в полевой лаборатории, не показали никаких признаков деградации от размягчения, а их влажность увеличивается только на 3—4%.

Для денсиметрических проб в лаборатории доказывается, что к лигнитам нельзя применять классические методы плавучести-погружения из-за абсорбции плотной жидкости. Был применен выработанный авторами метод денсиметрической лабораторной сортировки, который исключает большие погрешности, получающиеся при классических методах, и является в то же время гораздо более быстрым методом работы.

ÉTUDE DES POSSIBILITÉS DE RÉDUIRE LE CONTENU EN STÉRILE DES LIGNITES, PAR LAVAGE AU MOYEN DE LIQUIDES LOURDS

NOTE I. ESSAIS SUR LA DIMINUTION DES CENDRES DES LIGNITES DE SCHITU-GOLEŞTI ET ROVINARI

(RÉSUMÉ)

On montre l'importance, pour l'économie nationale, du problème de l'épuration des lignites en vue de remplacer les combustibles supérieurs, utilisés actuellement dans des buts énergétiques ou domestiques.

On présente les résultats positifs obtenus aussi bien au laboratoire que dans la cuve-pilote, en épurant des lignites menus (0 ... 30 mm), provenant du bassin de Schitu-Goleşti (4 mines), ainsi que du premier échantillon de la carrière de Rovinari. Les lignites de Schitu-Goleşti peuvent être épurés dans des milieux denses (d = 1,35), en donnant une moyenne de cendres d'environ 14% et une récupération moyenne d'environ 70%. Les lignites menus provenant de toutes les mines du bassin de Schitu-Goleşti peuvent être lavés ensemble ayant les mêmes caractéristiques de lavage. Quant aux lignites de Rovinari, leur récupération moyenne a été d'environ 70%, dans un milieu à la densité de 1,25 et avec environ 17% de cendres.

Aucun des lignites de toutes ces mines, épurés dans la cuve-pilote, n'a donné des signes de dégradation par trempage et leur humidité n'a pas crû de plus de 3 ...4%.

Les essais densimétriques au laboratoire ont prouvé qu'on ne peut pas utiliser, pour les lignites, les méthodes classiques de flottage - immersion, dû à l'absorbtion du liquide dense. Afin d'éliminer les erreurs appréciables, propres aux méthodes classiques, on a employé une méthode originale d'assortiment densimétrique, qui est, par ailleurs, plus expéditive.

BIBLIOGRAFIE

1. P. P. Zemleansky, *Obogoşcenie uglia v tiajelih sredah.* Ugletehizdat, Moscova-Leningrad, 1953.
2. S. I. Polkin, *Obogoşcenie rud.* Metallurghizdat, Moscova, 1952.
3. F. A. Slepţov, *Vzvesi glini, kak plotnaia sreda pri obogoşcenii uglia.* Ugoli, Ugletehizdat, Moscova, 1935.
4. R. D. Mitschel, *Coal Preparation.* The Amer. Inst. of Mining and Metalurgical Engineers, New York, 1950, ed. a 2-a.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

IDENTIFICAREA FENOMENELOR DEFORMANTE ÎN ÎNTREPRINDERILE INDUSTRIALE DE ELECTRICITATE*)

DE

ACADEMICIAN C. I. BUDEANU şi ION S. ANTONIU

1. INTRODUCERE

Teoria fenomenelor deformante scoate în evidenţă că aceste manifestări sînt datorate unor aparate sau elemente ale reţelei, avînd caracterul de aparate deformante. Unele din aceste aparate funcţionează în aceste condiţii numai dacă sînt alimentate cu tensiuni nesinusoidale; altele funcţionează ca aparate deformante, chiar dacă tensiunea de alimentare este sinusoidală. În acest din urmă caz, aceste aparate deformante devin generatoare de armonici, iar între sursa producătoare de forţă electromotoare sinusoidală şi între aparatele deformante apare o dublă circulaţie de putere activă : de la sursă spre aparatul deformant, pe unda fundamentală şi, în sens invers pe armonici [1]. Aceste concluzii teoretice au fost verificate experimental [2].

Teoria fenomenelor deformante a ajuns astăzi la un stadiu de elaborare destul de înaintat. Ea a fost începută prin studiul prof. C. Budeanu *Puissances réactives et fictives* [3], apărut în 1927, şi completată de atunci prin diferite publicaţii.

Această teorie figurează astăzi în numeroase cursuri de electrotehnică [4], [5], [6], [7], [8], şi [9] şi a fost adoptată de unii autori, în special pentru studiul redresoarelor [10], [11] şi [12].

Importanţa mereu crescîndă a fenomenelor deformante în reţelele moderne, care este în directă legătură cu mărirea acestora, a făcut ca această problemă să înceapă a fi luată în consideraţie de organele internaţionale interesate de buna funcţionare a reţelelor electrice. Astfel Conferinţa Internaţională a marilor reţele electrice (CIGRE), cu sediul în Paris, a înfiinţat încă din 1929 un comitet special de studii, Comitetul nr. 16, denumit *Comitetul pentru studiul fenomenelor reactive şi deformante.*

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 10 februarie 1956

Acest comitet şi-a propus studiul fenomenelor deformante sub toate aspectele sale şi pregătirea unui material documentar suficient astfel încît, în momentul cînd electricienii vor fi puşi să rezolve anumite probleme specifice regimului deformant, să le poată face faţă cu uşurinţă. Citäm printre aceste probleme, stabilirea importanţei fenomenelor deformante de la care ele încep să devină supărătoare, compensarea puterii deformante analogă compensării puterii reactive, problema îmbunătăţirii factorului de putere în regim deformant, măsurarea puterii active şi reactive în regim deformant, măsurarea puterii deformante însăşi etc. O cunoaştere din timp a acestui regim, a modului cum se produce, a consecinţelor sale, este utilă pentru a se putea găsi cu uşurinţă, atunci cînd va fi nevoie, mijloacele de combatere sau de circumscriere a efectelor sale dăunătoare.

Teoria fenomenelor deformante a fost verificată şi confirmată printr-o serie de cercetări experimentale aplicate la modele de circuite de laborator [2], [13], [14], [15], [16], [17] şi [18]. Am considerat util a se trece la cercetări în domeniul instalaţiilor energetice industriale. O asemenea lucrare, întreprinsă mai de mult [19], ne-a arătat că fenomenele deformante încep să devină importante în reţelele industriale. Pentru verificarea pe scară industrială a acestor probleme, ne-am propus să facem o serie de determinări în instalaţii industriale de tipuri cît mai diferite.

Rezultatele acestor verificări sînt date în studiul de faţă.

2. GENERALITĂŢI

2.1. *Definirea regimului deformant.* Din cauza prezenţei în reţelele electrice moderne a aparatelor sau maşinilor electrice cu fierul saturat, în special a transformatoarelor electrice cu fierul saturat, a cablelor subterane şi a redresoarelor de tot felul, cît şi a altor cauze deformante, regimul energetic din aceste reţele nu mai este sinusoidal, ci un regim deformant.

Regimul deformant este acel regim energetic în care cel puţin una din unde — de tensiune sau de curent — este nesinusoidală.

2.2. *Prejudiciile cauzate de un regim deformant.* Prezenţa în reţelele electrice a unui regim deformant are ca urmare o serie întreagă de prejudicii, printre care vom cita :

a) Creşterea puterii aparente în raport cu puterea aparentă care ar exista în cazul unei unde sinusoidale.

b) Creşterea pierderilor ohmice în reţea. Valoarea procentuală a creşterii acestor pierderi este egală numeric cu valoarea pătratului factorului deformant (formula 2.10).

c) Creşterea impedanţei aparente în reţea. Această impedanţă fiind definită ca raportul dintre tensiunea eficace la bornele elementului de reţea considerat şi curentul eficace din acel element, este *mai mare* dacă reţeaua are un caracter inductiv şi *mai mică* în cazul cînd caracterul ei este capacitiv.

d) Creşterea erorii aparatelor de măsură. În general, prezenţa unui regim deformant influenţează condiţiile de funcţionare ale aparatelor

de măsură și în special precizia acestora. Această influență este mai puțin importantă la ampermetre și voltmetre, de orice categorie, cu condiția ca aceste aparate să fie lipsite de piese magnetice saturate.

Influența este mai accentuată asupra wattmetrelor electrodinamice și asupra contoarelor de aceeași clasă (de tipul contorului Thomson). Un regim deformant produce o mărire a erorilor acestor aparate [13] și [17].

Pentru aparatele de inducție și în special pentru contoarele de inducție, regimul deformant produce erori de măsură, în general negative, foarte accentuate, putînd ajunge pînă la 30%; aceste erori iau caracterul de erori sistematice în cazul cînd undele de curent sau de tensiune, singure sau simultan, conțin termeni constanți [13] și [18].

Importanța acestor prejudicii crește odată cu extinderea rețelelor electrice, dacă în constituția lor există redresoare de curent alternativ sau dacă rețelele electrice sînt constituite mai ales din cable subterane.

2.3. *Mărimile caracteristice ale regimului deformant.* Cunoașterea fenomenelor deformante și a aparatelor care sînt cauza acestor fenomene devine imperioasă în raport cu dezvoltarea rețelelor electrice. Ea dă posibilitatea determinării cauzelor producerii acestor fenomene și găsirii mijloacelor de circumscriere și localizare a lor în vederea reducerii sau chiar a suprimării fenomenelor deformante.

Determinarea regimurilor deformante se face cu o aparatură specială (metodele Boucherot sau Belfils). În lipsa acestei aparaturi, studiul regimurilor deformante se poate face cu ajutorul oscilogramelor de curent și de tensiune și a analizei armonice.

Mărimile caracteristice ale unui regim deformant sînt următoarele [3] și [4]:

a. *Forma undei de tensiune și de curent.* Aceasta poate fi exprimată printr-o serie Fourier

$$y = Y_0 + \sum_{k=1}^{n} Y_k \sqrt{2} \sin (k\omega t - \gamma_k), \tag{2.1}$$

în care Y_k reprezintă valoarea eficace a armonicii de ordinul k și γ_k defazajul acestei armonici față de o origine de fază fixată arbitrar.

b. *Valoarea eficace a mărimii nesinusoidale.* Aceasta se obține prin măsurare directă sau din analiza armonică prin relația

$$Y_{ef} \cong \sqrt{Y_0^2 + Y_1^2 + Y_2^2 + \cdots Y_n^2}. \tag{2.2}$$

c. *Reziduul deformant**). Aceasta este curba obținută prin suprimarea armonicii fundamentale. Valoarea sa eficace este dată de relația

$$Y_d = \sqrt{Y_{ef}^2 - Y_1^2} \cong \sqrt{Y_0^2 + Y_2^2 + Y_3^2 + \cdots Y_n^2}. \tag{2.3}$$

d. *Coeficientul de distorsiune total.* Aceasta se definește prin raportul:

$$\delta = \frac{Y_d}{Y_{ef}}. \tag{2.4}$$

*) Sau numai *reziduul.*

e. *Coeficientul de distorsiune al unei armonici.* Ca și precedentul acesta se definește prin raportul [19]

$$\delta_k = \frac{Y_k}{Y_{ef}}$$

în care Y_k este valoarea eficace a armonicii de ordinul k.

f. *Puterea în regimul deformant.* Într-un astfel de regim se întîlnesc în general, patru noțiuni de puteri:

α) *Puterea activă*, a cărei expresie este

$$P = \sum_{k=1}^{n} U_k I_k \cos \varphi_k \tag{2.5}$$

măsurată în wați (W);

β) *Puterea reactivă*, a cărei expresie este

$$Q = \sum_{k=1}^{n} U_k I_k \sin \varphi_k \tag{2.6}$$

măsurată în vari (Var)

γ) *Puterea deformantă*, a cărei expresie este

$$D = \sqrt{\sum_{k,l} [U_k^2 I_l^2 + U_l^2 I_k^2 - 2 U_k U_l I_k I_l \cos(\varphi_k - \varphi_l)]}, \tag{2.7}$$

suma efectuîndu-se prin permutarea circulară a indicilor, direct și invers. Pentru această mărime nu există o unitate de mărime și pentru care s-a folosit încă fără o sancționare oficială *vadul* (Vad).

δ) *Puterea aparentă*, a cărei expresie este

$$S = \sqrt{P^2 + Q^2 + D^2} = U_{ef} I_{ef} \tag{2.8}$$

măsurată în voltamperi (VA).

Toate aceste puteri se bucură de proprietatea de conservare și anume, într-o rețea P și Q se conservă algebric iar D și S se conservă vectorial.

g. *Factorul reactiv.* Acesta este definit prin relația

$$\rho = \frac{Q}{P} = \operatorname{tg} \varphi, \tag{2.9}$$

reprezentînd proporția de putere reactivă în raport cu puterea activă din circuit, la momentul considerat.

h. *Factorul deformant.* Acesta este definit de expresia

$$\tau = \frac{D}{\sqrt{P^2 + Q^2}} = \operatorname{tg} \xi, \tag{2.10}$$

reprezentînd raportul dintre puterea totală deformantă și puterea totală nedeformantă din circuit, la momentul considerat.

i. *Factorul de putere.* Ca şi în regimul sinusoidal, este definit, prin expresia (2.11)

$$K = \frac{P}{S} = \frac{P}{\sqrt{P^2 + D^2 + Q^2}} = \cos \varphi \cdot \cos \xi. \tag{2.11}$$

În această relaţie expresia

$$\cos \varphi = \frac{1}{\sqrt{1+\rho^2}} \tag{2.12}$$

se numeşte *factor de defazaj*, iar expresia

$$\cos \xi = \frac{1}{\sqrt{1+\tau^2}} \tag{2.13}$$

se numeşte *factorul de armonică.*

3. TEMA DE STUDIU

Pentru identificarea fenomenelor deformante care apar în reţelele industriale de transmitere şi distribuire de energie electrică, s-a propus efectuarea unei serii de măsurători la diverse instalaţii producătoare de regim deformant. Astfel s-a procedat la efectuarea de măsurători şi ridicări oscilografice la :

a) O mare centrală electrică, denumită în cele ce urmează centrala *A*. La această centrală s-a determinat regimul deformant pe un fider alimentînd o mare întreprindere industrială, pe un fider alimentînd o instalaţie de redresare a curentului alternativ şi pe un fider alimentînd un transformator de 110/30 kV şi 15 MVA.

b) O staţie de redresare a curentului alternativ pentru tracţiune electrică, denumită în cele ce urmează staţia *B*. Această staţie este alimentată de fiderul pe care s-a făcut măsurătoarea în centrala *A*. Determinarea regimului deformant s-a făcut la barele de 6 kV ale staţiei.

c) O centrală termoelectrică proprie a unei mari întreprinderi industriale, denumită în cele ce urmează centrala *C*. La această întreprindere funcţionează, legate direct de barele centralei, un redresor cu vapori de mercur şi un cuptor electric cu arc.

d) La atelierele unei mari întreprinderi din provincie, denumite în cele ce urmează atelierele *D*; la aceste ateliere, alimentate cu energie electrică de la centrala oraşului, funcţionează o maşină mare de sudură cu arc, pentru sudarea cap la cap a pieselor de fier cu secţiune mare şi unde, pentru îmbunătăţirea factorului de putere, a fost instalată o mare baterie de condensatoare.

4. MĂSURĂTORI EFECTUATE ŞI REZULTATE OBŢINUTE

Din planul întocmit pentru efectuarea de măsurători în vederea determinării importanţei regimului deformant în reţelele industriale, s-au efectuat următoarele lucrări*) :

a) o serie de trei ridicări oscilografice la centrala *A* ;
b) o serie de două ridicări oscilografice cu staţia *B* ;
c) o serie de şase ridicări oscilografice la centrala *C* ;
d) o serie de şase ridicări oscilografice la atelierele *D*.

S-a căutat ca oscilogramele ridicate să redea :

a) tensiunea între fazele *U* şi *W* ;
b) tensiunea între faza *V* şi punctul neutru ;
c) curentul pe faza *S*, corespunzătoare fazei *V* de tensiune.

Acest lucru a fost posibil în toate cazurile la centrala *A* şi la staţia *B* şi numai în parte la centrala *C*. La atelierele *D*, măsurătoarea curentului s-a făcut pe faza *R*, iar tensiunea între fazele *W* şi *U*.

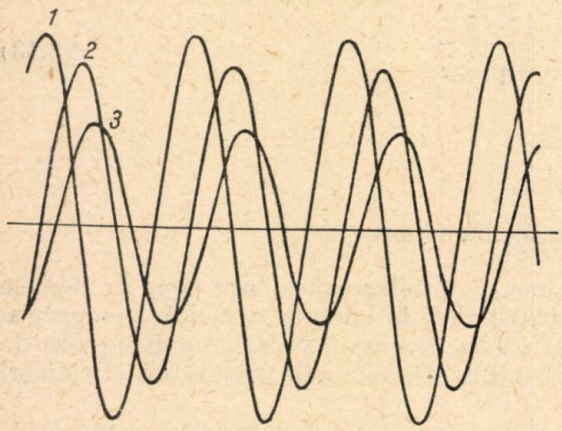


Fig. 1. — Oscilogramele ridicate la fiderul nr. 14.

4.1. *Măsurătorile efectuate la centrala A*. Cele trei oscilograme realizate au fost efectuate pe trei fideri alimentînd utilizări cît mai variate.

a) Fiderul nr. 14 alimentînd o mare întreprindere metalurgică unde funcţionează un cuptor electric cu arc.

b) Fiderul nr. 13, alimentînd staţia de redresare *B*.

c) Cablul de alimentare a unui transformator de 110/30 kV.

Analiza armonică a acestor oscilograme este redată în tabloul nr. 1, iar examinarea amănunţită este făcută în cele ce urmează :

4.1.1. *Determinările de la fiderul nr. 14.* Acest fider alimentează o mare întreprindere metalurgică, unde funcţionează un cuptor electric cu arc.

Curbele obţinute sînt toate practic sinusoidale (fig. 1). Din aceste curbe nu s-au putut deduce decît informaţii privind puterea reactivă. S-a găsit astfel :

*) Autorii mulţumesc autorităţilor tutelare ale întreprinderilor, la care s-au făcut măsurătorile pentru înlesnirile şi sprijinul ce le-au acordat în acest scop, precum şi ing. C. Mihăileanu, conferenţiar la Institutul Politehnic Bucureşti, ing. Gh. Coman şi ing. I. Grînaru pentru concursul dat la efectuarea măsurătorilor. De asemenea, autorii mulţumesc ing. Sebastian Ionescu, asistent la Institutul Politehnic Bucureşti, care a colaborat la aproape toate ridicările oscilografice şi a efectuat calculul analizei armonice la toate oscilogramele ridicate.

puterea activă

$$P = 1\,543 \text{ kW}.$$

puterea reactivă

$$Q = 645 \text{ kVar},$$

Caracterizarea acestui regim se face mai bine prin factorul reactiv (2.9), care în cazul de față este

$$\rho = \frac{645}{1\,543} = 0{,}418,$$

ceea ce arată că puterea reactivă reprezintă 41,8% din puterea activă din rețea.

Puterea aparentă în circuit este

$$S = 1\,672 \text{ kVA},$$

iar factorul de defazaj, care în cazul de față se confundă cu factorul de putere, este

$$\cos \varphi = K \cong 0{,}923.$$

4.1.2. *Determinările de la fiderul nr. 13.* Acest fider alimentează stația de redresare *B* și este format din 3 cabluri armate subterane, funcționînd în paralel și avînd fiecare o secțiune de 3×95 mm^2 și o lungime de 4 900 m.

În momentul efectuării încercărilor, orele 13—15, în stația de redresare erau în funcțiune următoarele unități:

Grupul nr. 1, format dintr-un redresor cu vapori de mercur de 2 000 kW, 2 353 A și 800 V continuu, alimentat de un transformator de 2 000 kVA, avînd

tensiunea	la primar	5 400 V,	la secundar		800 V,
curentul	„ „	258 A,	„	„	2 850 A,
conexiunea	„ „	*Y*,	„	„	$2 \times YY$.

Grupul nr. 3, format dintr-un redresor cu vapori de mercur de 2 000 kW, 2 500 A și 800 V continuu, alimentat de un transformator de 2 000 kVA, avînd următoarele caracteristici:

tensiunea	la primar	5 400 V,	la secundar		800 V,
curentul	„ „	266 A,	„	„	2 660 A,
conexiunea	„ „	*Y*,	„	„	$2 \times YY$.

Oscilograma obținută (fig 2) arată că tensiunile, atît pe fază, cît și între faze, sînt sinusoidale. În ceea ce privește curentul, se vede bine că acesta este deformat.

Analiza armonică a acestui curent este dată în tabloul nr. 1. Valoarea sa eficace este $I_{13} = 120$ A.

Din analiza armonică rezultă că, curba de curent are un coeficient de distorsiune

$$\delta_{I_{13}} = 13{,}59\ \%$$

i un reziduu deformant

$$I_{d_{13}} = 16{,}3 \text{ A}$$

Importanţa armonicilor, este definită prin coeficientul de distorsiune al fiecărei armonici. Rezultatul acestei clasări este dat în tabloul nr. 2 unde diversele armonici sînt scrise în ordine descrescătoare.

Cu aceste elemente s-au calculat celelalte mărimi caracteristice ale regimului deformant corespunzător, găsindu-se următoarele rezultate:

a) Puterea activă $P = 1\,067$ kW

b) Puterea reactivă $Q = 336$ kVar

c) Puterea deformantă $D = 152$ kVad

d) Puterea aparentă a fost calculată pe două căi: prin produsul direct al valorilor eficace ale tensiunii şi curentului măsurate la aparate (S_1) şi cu ajutorul relaţiei (2.8) din puterile determinate mai sus (S_2), găsindu-se

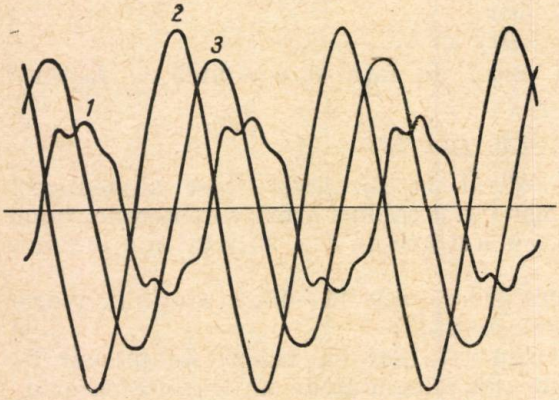


Fig. 2. — Oscilogramele ridicate la fiderul nr. 13.

$$S_1 = 1\,125 \text{ kVA şi}$$

$$S_2 = 1\,129 \text{ kVA};$$

rezultă o abatere între cele două determinări

$$\varepsilon_s = \frac{S_2 - S_1}{S_1} = +\,0{,}36\ \%,$$

ceea ce arată exactitatea calculului efectuat.

e) Factorul de putere $K = 0{,}945$.

Determinînd factorii de defazaj (2.12) şi de armonică (2.13), se găseşte

$$\cos\varphi = 0{,}953\,74$$

$$\text{şi } \cos\xi = 0{,}990\,080$$

cu ajutorul cărora se determină indirect factorul de putere (2.11).

$$K' = 0{,}953\,74 \times 0{,}990\,80 \cong$$

$$\cong 0{,}915$$

abaterea corespunzătoare fiind neglijabilă.

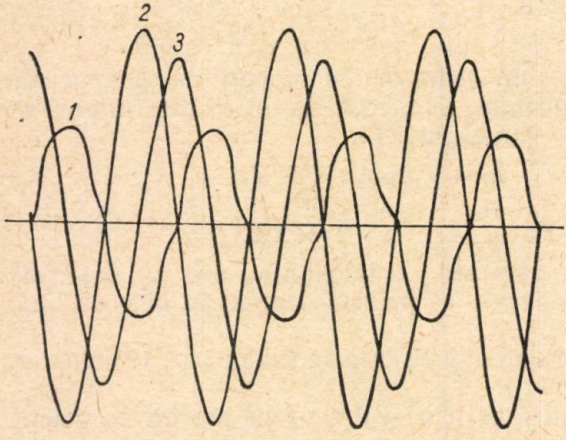


Fig. 3. — Oscilogramele ridicate la cablul de alimentare a transformatorului.

4.1.3. *Determinările de la cablu de alimentare al unui transformator de 110/30 kV.* La acest cablu s-a oscilografiat curba curentului de magnetizare a unui transformator

de 15 MVA, 110/30 kV, transformatorul funcționînd în gol și fiind alimentat pe la partea de 30 kV.

Oscilogramele obținute (fig. 3) arată că tensiunea de alimentare este practic sinusoidală; curentul de magnetizare este însă deformat.

Analiza armonică a acestui curent este dată în tabloul nr. 1 iar importanța diverselor armonici este dată în tabloul nr. 2.

Valoarea eficace a curentului de magnetizare este $I_T = 3{,}2$ A,

Reziduul deformant $I_{dI} = 0{,}306$ A,

Coeficientul de distorsiune $\delta_I = 9{,}55$ %.

Celelalte elemente ale regimului deformant sînt (tabloul nr. 3)

a) Puterea activă	P	= 24	kW,
b) Puterea reactivă	Q	= 157	kVar,
c) Puterea deformantă	D	= 15	kVad,
d) Puterea aparentă*)	S_1	= 158,4	kVA,
	S_2	= 159,5	kVA,
abatere	ε_s	= + 0,69	%,
e) Factorul de putere	K	= $0{,}150_4$,	
Factorul de defazaj	$\cos\varphi$	= 0,151 29,	
Factorul de armonică	$\cos\xi$	= 0,995 52,	
Factorul de putere	K'	= $0{,}150_6'$,	
abatere	ε_k	= + 0,14	%.

4.2. *Măsurători efectuate la stația B.* Pentru a vedea ce se petrece într-o rețea în care funcționează un aparat deformant de o oarecare importanță, s-a făcut o serie de determinări la stația B situată la cealaltă extremitate a fiderului nr. 13, fiind alimentată de acesta.

Pentru ca rezultatele acestor măsurători să fie comparabile cu acelea obținute pe același fider la stația A s-a căutat ca în stația de redresare să funcționeze aceleași redresoare ca și în cazul încercării precedente, iar sarcina stației să aibă aproximativ aceeași valoare, ceea ce nu s-a realizat decît în parte, încărcarea fiind de 1 254,6 kW față de 1 016 kW cît a fost la prima încercare.

Au fost ridicate două oscilograme**), una de curent (fig. 4) și una de tensiune (fig. 5), cele două oscilograme putîndu-se racorda ușor.

Oscilograma de curent arată un curent deformat, caracteristic curentului de alimentare a unui redresor hexafazat.

Mai interesantă este curba de tensiune care de data aceasta este și ea deformată. Acest fapt este ușor de explicat. Într-adevăr, tensiunea la extremitatea fiderului este (neglijînd pierderile transversale)

$$u_2 = u_1 - Zi,$$

în care u_1 este valoarea instantanee a tensiunii la barele centralei A, u_2 este valoarea instantanee a tensiunii la barele stației B, i este valoarea

*) Calculată pe două căi, ca și în cazul precedent. Acest mod de calcul se va aplica pentru toate încercările următoare.

**) Din cauza unui defect al oscilografului folosit, luminozitatea celor două spoturi era inegală. S-a oscilografiat atunci cele două curbe cu aceeași buclă, spotul mai puțin luminos dînd cealaltă curbă, astfel că cele două curbe pot fi ușor racordate.

instantanee a curentului absorbit de staţia B şi Z este impedanţa cablurilor care formează fiderul. Impedanţa Z a cablurilor este capacitivă şi este străbătută de un curent nesinusoidal. Căderea de tensiune rezultantă va fi deci deformată, cu un coeficient de distorsiune mai mare decît acel al curentului care circulă prin cabluri. Rezultă dar că, deşi tensiunea

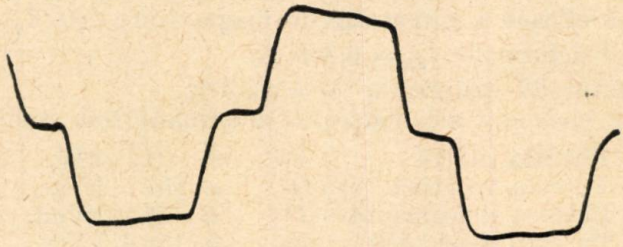


Fig. 4. — Oscilograma curentului din staţia B.

la barele centralei A este sinusoidală, tensiunea la barele staţiei de redresare B trebuie să fie deformată.

Acest fapt confirmă, la scară industrială, o constatare experimentală de laborator corespunzătoare teoriei fenomenelor deformante [2].

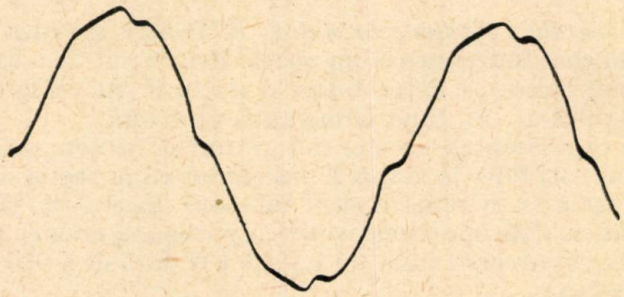


Fig. 5. — Oscilograma tensiunii la barele staţiei B.

Analiza armonică a acestor unde, de tensiune şi curent, este dată în tabloul nr. 1 şi clasarea diverselor armonici, în tabloul nr. 2.

Mărimile caracteristice ale acestor unde sînt

	tensiune	*curent*
valoare eficace	$U_{ef} = 5\,200$ V	$I_{ef} = 150$ A
reziduu deformant	$U_d = 319$ V	$I_d = 30{,}8$ A
coeficient de distorsiune	$\delta_u = 6{,}13$ %	$\delta_I = 20{,}53$ %

Din comparaţia armonicilor, iese în evidenţă faptul, caracteristic unui regim deformant produs de un redresor hexafazat, că, atît în unda de tensiune cît şi unda de curent, după armonica fundamentală, armonicile cele mai importante sînt acelea de ordinul 5 şi 7.

Se observă că unda de tensiune nu conține armonicile 3 și multiplu de 3, fapt explicabil ținînd seama că tensiunea a fost măsurată între faze.

Dat fiind că regimul deformant de funcționare al redresorului comportă ambele unde deformate, atît cea de tensiune cît și cea de curent, toate mărimile caracteristice ale acestui regim au fost calculate cu relațiile complete (2.5) și (2.6) iar puterea deformantă cu relația aproximativă [13]

$$D = U_{ef} I_d + U_d I_{ef};$$

nu a fost folosită relația exactă (2.7) deoarece unda de tensiune nu este prea deformată, coeficientul de distorsiune fiind egal cu 6,13%, deci foarte aproape de valoarea de 5% pentru care o undă poate fi considerată aproximativ sinusoidală.

Mărimile caracteristice ale regimului deformant de funcționare al stației B sînt

a)	Puterea activă	P	= 1 254,6 kW,
b)	Puterea reactivă	Q	= 333,9 kVar,
c)	Puterea deformantă	D	= 359,8 kVad,
d)	Puterea aparentă	S_1	= 1 349,4 kVA,
		S_2	= 1 344,8 kVA,
	abatere	ε_s	= − 0,35%,
e)	Factorul de putere	K	= 0,929,
	Factorul de defazaj	$\cos\varphi$	= 0,966 37,
	Factorul de armonică	$\cos\xi$	= 0,967 64,
	Factorul de putere	K'	= 0,935,
	abatere	ε_k	= + 0,66%.

În afară de cele de mai sus, regimul deformant de la stația de redresare B nu mai prezintă nici o altă particularitate.

4.3. *Măsurători efectuate la centrala C.* La această centrală au fost efectuate măsurători pe două fidere, alimentînd unul un redresor cu vapori de mercur și al doilea un cuptor electric cu arc.

4.3.1. *Determinările de la fiderul de alimentare a redresorului cu vapori de mercur.* Redresorul alimentat de acest fider este un redresor cu vapori de mercur, cu 6 anozi, de 940 kW, 2 000 A și 440 V continuu, alimentat de un transformator de 940 kVA, avînd

tensiunea	la primar	5 250 V,	la secundar	458 V
curentul	„ „	174 A,	„ „	2 000 A
conexiunea	„ „	Y,	„ „	YY

La acest cablu s-au ridicat două oscilograme și anume. o oscilogramă cu redresorul descărcat (fig. 6) și o oscilogramă cu redresorul încărcat la aproximativ 1/3 din sarcina sa nominală (fig. 7).

Din examinarea acestor oscilograme se vede ușor că, curbele de tensiune sînt practic sinusoidale; analiza armonică a curbelor de curent a dat rezultatele trecute în tabloul nr. 1, iar clasarea diverselor armonici se vede în tabloul nr. 2.

Pentru prima determinare redresorul fiind încărcat cu 8,6% din sarcina sa nominală, iar pentru a doua cu 27,2%, mărimile caracteristice ale undelor de curent sînt :

		Determinarea	
		1	2
Valoare eficace	A	15	47,5
Reziduul deformant	A	2,22	9,91
Coeficient de distorsiune	%	14,8	20,87

Din comparaţia diverselor armonici reiese în evidenţă şi în acest caz faptul că, după armonica fundamentală, cea mai importantă armonică

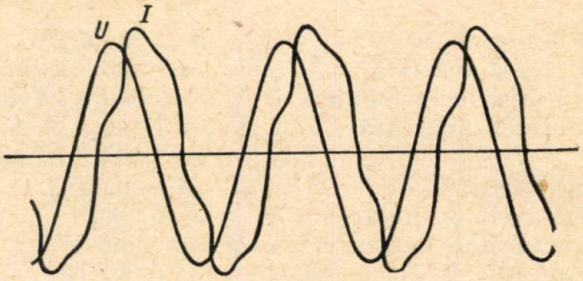


Fig. 6. — Oscilograma în cazul redresorului descărcat.

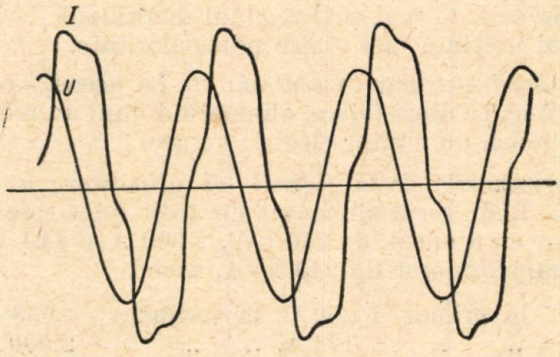


Fig. 7. — Oscilograma în cazul redresorului încărcat.

este armonica 5, atît la încărcarea redusă cît şi la încărcarea mai mare. Explicaţia este aceeaşi pe care am dat-o în cazul redresorului din staţia *B*, redresorul acesta fiind de asemenea hexafazat.

Din aceste determinări mai rezultă şi faptul că, pe măsură ce se încarcă redresorul, creşte armonica 3 şi chiar 9, ceea ce arată o saturare crescîndă a miezului transformatorului.

Celelalte mărimi caracteristice ale regimului deformant sînt :

		Determinarea 1	Determinarea 2
Tensiunea	V	5 250	5 300
Curentul	A	15	47,5
Puterea activă	kW	101	307,4
Puterea reactivă	kVar	90	295
Puterea deformantă	kVad	20,2	90,7
Puterea aparentă	kVA	$S_1 = 136,2$ $S_2 = 136,8$	435,3 435,6
abatere %		+ 0,44	+ 0,02
Factorul de putere	K	$0,741_6$	$0,705_9$
Factorul de defazaj		0,746 64	0,721 56
Factorul de armonică		0,989 02	0,977 60
Factorul de putere	K'	$0,738_5$	$0,708_4$
abatere %		— 0,48	+ 0,36
Factorul reactiv	ρ	0,891 09	0,959 66
Factorul deformant	τ	0,149 41	0,215 28.

Analizînd rezultatele de mai sus, rezultă că încărcarea unui redresor conduce la agravarea regimului deformant. Într-adevăr, creşterile respective ale diverselor puteri sînt

$$\frac{P_2}{P_1} = 3,04, \quad \frac{Q_2}{Q_1} = 3,28, \quad \frac{D_2}{D_1} = 4,5;$$

pe de altă parte, pe cînd factorul reactiv ρ creşte cu 7,5%, factorul deformant τ creşte cu 44%. În ceea ce priveşte factorii de defazaj şi de armonică, care dau factorul de putere şi însuşi acesta, ei scad cu încărcarea după cum urmează :

factorul de defazaj, $\cos\varphi$, scade cu 3,5%,
factorul de armonică, $\cos\xi$, scade cu 1,1%,
factorul de putere, $K' = \cos\varphi \cos\xi$, scade cu 4%.

Se desprinde din aceste rezultate că, întocmai ca şi în cazul unui aparat reactiv, puterea deformantă produsă de un aparat deformant variază cu sarcina ; dar, spre deosebire de un aparat reactiv, puterea deformantă *creşte* cu încărcarea aparatului deformant.

Această constatare este în concordanţă cu faptul observat că fenomenele deformante în întreprinderile energetice se amplifică pe măsura extinderii acestor întreprinderi, atît ca suprafaţă cît şi ca putere [20].

4.3.2. *Determinările de la fiderul de alimentare a cuptorului electric cu arc.* Cuptorul cu arc este trifazat şi alimentat de un transformator trifazat avînd următoarele caracteristici:

puterea $S = 750$ kVA
tensiunea la primar 5 000 V, la secundar 70/140 V
curentul „ „ 87 A, „ „ 3 090 A
conexiunea „ „ D, „ „ y
factorul de putere 0,8.

Grupul are o bobină de reactanţă de 750 kVA, la 5 000 V, cu intensitatea nominală de 90,8 A, calculată pentru un curent de scurt circuit $I_{sc} = 16\%$.

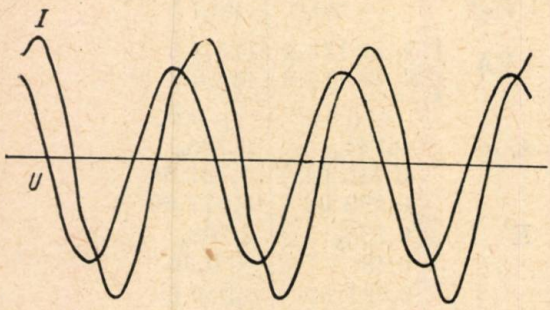


Fig. 8. — Oscilograma curentului absorbit de cuptor.

La această instalaţie s-a ridicat o singură oscilogramă, instalaţia funcţionînd cu 58% din sarcina sa nominală (fig.8).

Curba de tensiune fiind practic sinusoidală, s-a făcut numai analiza armonică a undei de curent, a cărei rezultat este dat în tabloul nr. 1; în tabloul nr. 2 este dată clasarea armonicilor acestei unde.

Valoarea eficace a acestui curent este:

$$I_{ef} = 81{,}4 \text{ A},$$

reziduul deformant corespunzător fiind

$$I_d = 9{,}26 \text{ A},$$

şi deci avînd un coeficient de distorsiune

$$\delta_I = 11{,}38\ \%.$$

Din compararea importanţei armonicilor rezultă caracterul deformant al instalaţiei; faptul că predomină armonica 3, înseamnă că regimul deformant se datorează saturaţiei fierului transformatorului şi inductanţei.

Calculînd celelalte mărimi caracteristice ale regimului deformant respectiv, se găseşte, tensiunea fiind de 5 300 V

a) Puterea activă 687,3 kW,
b) Puterea reactivă 277,7 kVar,
c) Puterea deformantă 84,8 kVad,
d) Puterea aparentă $\begin{cases} S_1 = 776{,}4 \text{ kVA}, \\ S_2 = 746{,}1 \text{ kVA}, \end{cases}$
abatere $-0{,}04\ \%$,
e) Factorul de putere $K = 0{,}920_8$,
Factorul de defazaj $\cos\varphi = 0{,}927\ 18$,
Factorul de armonică $\cos\xi = 0{,}993\ 50$,
Factorul de putere $K' = 0{,}921_2$,
abatere $+0{,}04\ \%$.

Din datele de mai sus rezultă că instalația de cuptor electric cu arc are un factor de putere destul de ridicat, egal cu 0,92 și că, atît regimul reactiv, cît și cel deformant, sînt neînsemnate.

4.4. *Măsurători efectuate la atelierele D.* Atelierele *D* posedă, printre alte instalații, o instalație de sudat cap la cap piese de fier de secțiune mare prin presiune cu ajutorul încălzirii electrice.

Mașina are următoarele caracteristici:

putere	90/200 kVA,
tensiune	380/5,9—9 V,
curent	526/24 000 A,
frecvența	50 Hz.

Secțiunea maximă ce poate fi sudată 5 600 mm^2.

Dat fiind că transformatorul de alimentare a acestei mașini este monofazat, în timpul funcționării instalația produce un foarte mare dezechilibru în rețea.

Pentru remedierea acestei situații, mașina a fost racordată la rețea prin intermediul unui transformator trifazat cu raportul 1/1 și conexiunea *Yd* avînd caracteristicile

puterea	320 kVA,
tensiunea	400/400 V,
curentul	462/462 A,
frecvența	50 Hz.

Acest transformator nu a putut remedia situația și la sfatul dat de autorii acestui studiu, s-a montat o baterie de condensatoare de 60 elemente a 3,3 kVar la tensiunea de 380 V. Bateria dă posibilitatea să se poată suda șine de cale ferată de 34,5 kg/m, cărora le corespunde o secțiune de 4 420 mm^2, și șine de 42,8 kg/m, cărora le corespunde secțiunea de 5 490 mm^2, mașina putînd funcționa astfel în plină sarcină.

Regimul de funcționare al acestei mașini este foarte variabil în timpul efectuării sudării, datorită faptului că cele două capete ale pieselor de sudat, deși preparate în sensul de a prezenta suprafețe cît mai plane, prezintă oarecare asperități. În afară de aceasta, perioada de încălzire a capetelor pieselor se face prin apropierea și depărtarea lor, ceea ce provoacă repetate scurtcircuite; numai cînd capetele pieselor au ajuns la temperatura corespunzătoare, se produce presiunea necesară sudării lor. Această perioadă durează cîteva secunde putînd ajunge pînă la un minut pentru piesele de secțiune mare. În consecință, numai în perioada finală a operației există o perioadă mai stabilă a funcționării arcului electric.

Oscilogramele obținute (fig. 9) arată acest fenomen, care poate fi considerat ca un fenomen deformant în timp.

Pentru a ne putea da seama de regimul deformant ce se produce în funcționarea acestei mașini, am ales o situație care prezenta o constanță a fenomenului pe o durată mai lungă (cîteva secunde). Aceasta s-a produs în timpul sudării a două bucăți de șine de 34,5 kg/m, mașina fiind cuplată în paralel cu 48 elemente ale bateriei de condensatoare.

Oscilograma respectivă (fig. 10) arată că tensiunea poate fi considerată sinusoidală ; în schimb curentul este foarte deformat, deformația fiind caracteristică curentului capacitiv.

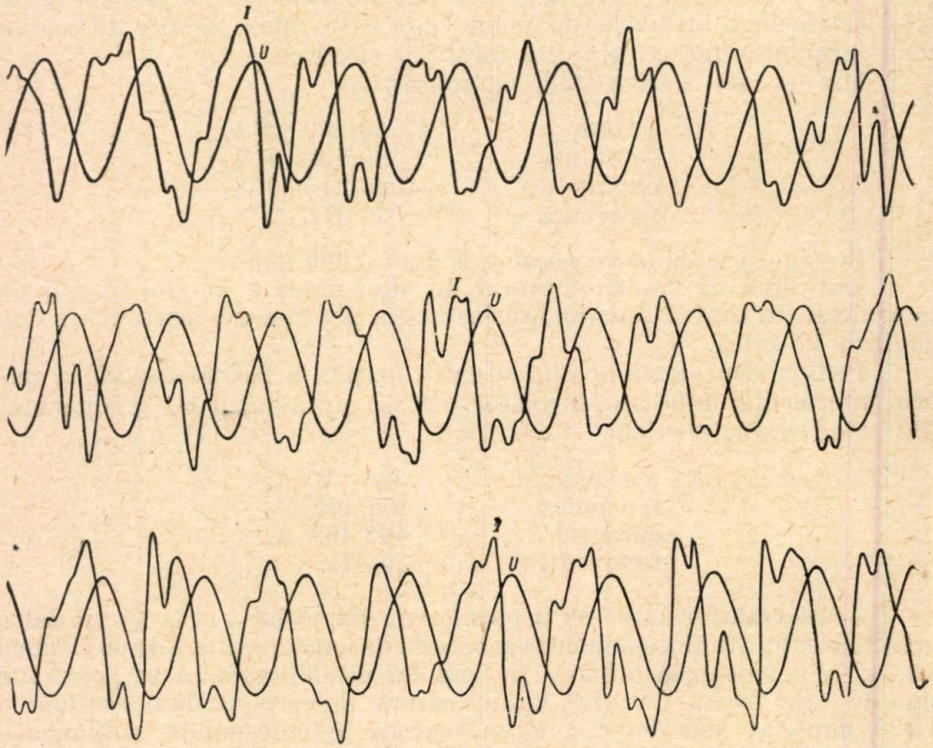


Fig. 9. — Oscilograma curbei de curent în timpul unei sudări.

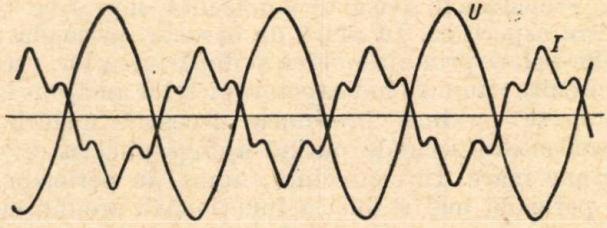


Fig. 10. — Oscilograma curentului absorbit de mașină.

Analiza armonică a acestei unde este dată în tabloul nr. 1, iar clasarea diverselor armonici este redată în tabloul nr. 2. Această clasare scoate în evidență armonica 5, care reprezintă 26,9% din armonica fundamentată, fapt ce se datorează conectării transformatorului.

Mărimile caracteristice ale undei de curent sînt

valoarea eficace	$I = 165$ A,
reziduul deformant	$I_d = 39{,}5$ A,
coeficient de distorsiune	$\delta_I = 23{,}94\%$.

Calculînd celelalte mărimi caracteristice ale regimului deformant, tensiunea fiind de 420 V, se găsește

a) Puterea activă		107,5 kW,
b) Puterea reactivă		— 44,5 kVar,
c) Puterea deformantă		28,7 kVad,
d) Puterea aparentă	$S_1 =$	$\sim$ 119,9 kVA,
	$S_2 =$	$\sim$ 119,8 kVA,
abatere		— 0,67%,
e) Factorul de putere	$K =$	$0{,}904_1$ cap,
Factorul de defazaj	$\cos\varphi =$	0,923 99,
Factorul de armonică	$\cos\xi =$	0,970 97,
Factorul de putere	$K' =$	$0{,}897_2$ cap,
abatere		— 0,76%.

Din cele obținute mai sus rezultă că factorul de putere al acestei instalații este destul de bun, aceasta datorîndu-se în special faptului că instalația funcționează în paralel cu o baterie de condensatoare, putînd produce o putere reactivă de același ordin de mărime cu puterea aparentă a mașinii de sudat. Coeficientul de distorsiune al curbei de curent, egal cu 23,94%, arată că instalația constituie un aparat deformant foarte important.

La această instalație s-a observat că, mașina nu poate efectua sudarea pieselor cu secțiune mare decît dacă se leagă în paralel cu ea bateria de condensatoare. Această baterie are ca efect, pe de o parte, îmbunătățirea factorului de putere propriu al mașinii, iar pe de altă parte, să accentueze fenomenele deformante.

5. CONCLUZII

5.1. Din datele obținute în studiul făcut, în primul rînd trebuie scos în evidență faptul existenței de necontestat a manifestărilor deformante în sistemele energetice. Cercetările făcute, deși puține la număr, sînt totuși suficiente pentru a arăta că fenomenele deformante ce apar în sistemele energetice cresc în importanță pe măsură ce rețelele electrice se extind.

Într-adevăr, o dată cu extinderea rețelelor, crește și numărul transformatoarelor utilizate, deci a aparatelor deformante de prima categorie *).

*) Se numesc aparate deformante de prima categorie acele aparate care, alimentate cu o tensiune sinusoidală (sau curent sinusoidal), produce un curent deformant (sau o tensiune deformantă).

În afară de acestea, dezvoltarea diverselor ramuri ale industriei care folosesc curentul continuu, obținut prin redresarea curentului alternativ cu mutatoare de orice fel, cum ar fi tracțiunea electrică și industriile chimice, face ca aparatele deformante de prima categorie să se înmulțească și mai mult.

Problema regimurilor deformante, dacă în momentul actual pare a nu fi încă importantă pentru sistemele energetice, devine din ce în ce mai grea, pe măsura dezvoltării rețelelor electrice.

Regimul deformant urmează aceeași evoluție — într-un ritm mai viu însă — ca și regimul reactiv: la începutul dezvoltării electrificărilor nu i s-a dat nici o importanță, pentru ca astăzi să constituie una din cele mai grele probleme ale sistemelor energetice.

5.2. Este absolut necesar ca cercetările de identificare a regimurilor deformante să fie continuate. Aceste cercetări trebuie însă să fie organizate pe alte baze: ele trebuie efectuate sistematic, în cît mai multe puncte caracteristice ale rețelelor. Echipele respective trebuie să fie înzestrate cu un aparataj adecvat: oscilograf cu bucle, aparate de măsură cu fir cald de mare precizie, dispozitive speciale de determinare a armonicilor etc., care să dea măsurători de o precizie mai ridicată.

5.3. Paralel cu cercetările pe teren trebuie continuate și cercetările teoretice cît și cele experimentale de laborator. Sînt încă multe probleme care mai trebuie lămurite, atît în ceea ce privește mecanismele producerii acestor fenomene, cît mai ales mijloacele de compensare și de izolare ale acestor fenomene.

Dezvoltarea fenomenelor deformante va conduce la creșterea prejudiciilor pe care acestea le cauzează. Va fi deci necesar să se găsească mijloace, cît mai simple și cît mai economice, pentru stăvilirea și compensarea fenomenelor deformante, tot așa cum s-a găsit mijlocul de a stăvili și compensa fenomenele reactive.

Aceste studii vor conduce la stabilirea de prescripții tehnico-administrative care să reglementeze producerea și mai ales transmiterea puterii deformante așa cum s-a procedat cu puterea reactivă.

Din acest punct de vedere, instalațiile producătoare de fenomene deformante vor putea fi împărțite în 3 categorii:

1) Instalații la care fenomenele deformante sînt de mică importanță și prejudiciile pe care le aduc rețelelor electrice sînt minime. Aceste instalații pot fi lăsate să funcționeze mai departe, în aceeași situație, fără a se lua nici un fel de măsură.

2) Instalații la care fenomenele deformante au o importanță oarecare. Pentru aceasta este necesar a se lua măsuri de reducere a fenomenelor deformante, măsuri ce ar putea să aibă un caracter local sau regional, înglobîndu-se într-un sistem de compensare un grup de instalații producătoare de regim deformant.

3) Instalații la care fenomenele deformante sînt foarte importante. Pentru aceste instalații trebuie luate măsuri de izolare a lor de rețea, astfel ca fenomenele deformante pe care le produce să fie localizate în interiorul instalației respective și astfel să nu aibă repercusiuni în rețeaua de alimentare.

Criteriile de clasificare a instalaţiilor în aceste categorii urmează a se stabili pe baza unei documentări mai mari şi care să fie constituită din determinări efectuate la un număr cît mai mare de instalaţii, cît mai variate. În special ne referim aici la instalaţiile marilor electrificări.

De asemenea, mijloacele de compensare a fenomenelor deformante vor fi indicate pentru fiecare categorie de instalaţii tot pe bază de cercetări.

În acest sens, studii teoretice privind astfel de dispozitive de compensare au fost efectuate [21] şi confirmate pe cale experimentală de laborator. Ele n-au fost încă realizate la scară industrială.

5.4. Ţinînd seama de extinderea continuă pe care o iau electrificările, atît la noi în ţară cît şi în întreaga lume, problema regimului deformant devine din ce în ce mai actuală. Este necesar a se găsi din timp mijloacele de prevenire a lui, pentru ca tehnica producerii şi distribuirii energiei electrice să nu se găsească în faţa unor probleme grele pentru care să nu aibă soluţii imediate, aşa cum s-a întîmplat cu fenomenele reactive.

Tabloul nr. 1

Analiza armonică a oscilogramelor ridicate

Locul ridicării	Instalația	Curba de	Amplitudinea armonicilor și unghiul de defazaj									Valoare eficace	Reziduul deformant	Coeficient de distorsiune %
			1	3	5	7	9	11	13	15	17			
Centrala *A*	fider nr. 13	curent	168,2 17°30′	17,7 189°30′	14,38 23°05′	5,00 19°57′	3,16 225°18′	0,33 130°32′	0,85 344°43′	1,25 201°45′	1,20 330°56′	120 A	16,3 A	13,59
	cablu transformatorului	curent	4,51 81°16′	0,176 235°39′	0,273 157°55′	0,21 313°04′	0,086 128°42′	0,054 3°07′	0,111 179°49′	0,104 349°00′	0,065 175°04′	3,2A	0,306 A	9,55
Stația *B*	fider nr. 13	tensiune	7341 1°00′	— —	322,7 166°20′	273,45 195°40′	— —	139,48 265°20′	46,49 327°00′	— —	54,87 10°00′	5200 V	319 V	6,13
		curent	204,82 15°20′	1,53 227°00′	34,74 227°30′	21,36 319°40′	0,617 315°00′	11,54 209°00′	9,01 241°50′	0,87 237°10′	2,94 87°20′	150 A	30,8 A	20,53
Centrala *C*	redresor sarcina redusă	curent	21,00 41°34′	0,721 190°18′	2,565 211°45′	1,493 54°42′	0,191 201°45′	0,485 223°36′	0,512 55°54′	0,0774 194°30′	0,0462 56°06′	15 A	2,22 A	14,8
	idem încărcat	curent	65,6 43°50′	9,32 350°00′	9,726 92°30′	0,9274 71°21′	3,189 121°03′	0,3664 138°14′	1,533 156°00′	0,615 223°15′	0,9523 238°17′	47,5 A	9,91 A	20,87
	cuptor cu arc	curent	114,00 22°00′	12,8 84°39′	1,34 281°50′	1,89 119°00′	0,94 321°15′	0,90 233°45′	0,70 13°00′	0,294 50°15′	0,43 155°50′	81,4 A	9,26 A	11,38
Atelierele *D*	mașina de sudat	curent	225,9 337°30′	3,7 119°39′	54,0 259°25′	9,1 51°27′	7,0 322°30′	2,0 309°50′	4,58 119°10′	4,11 165°00′	4,81 77°55′	165 A	39,5 A	23,94

Tabloul nr. 2

Clasarea armonicilor

Locul ridicării	Instalaţia	curba de	Importanţa armonicilor Numărul armonicii şi valoarea procentuală faţă de fundamentală																	
Centrala *A*	fider nr. 13	curent	1	98,2	3	10,42	5	8,47	7	2,95	9	1,86	15	0,74	17	0,71	13	0,50	11	0,19
	cablu transformator	curent	1	99,5	5	6,04	7	4,65	3	3,87	13	2,44	15	2,30	9	1,90	17	1,43	11	1,20
Staţia *B*	fider nr. 13	tensiune	1	99,8	5	4,39	7	3,71	11	1,57	17	0,75	13	0,63	—	—	—	—	—	—
		curent	1	96,5	5	16,39	7	10,0	11	5,45	13	4,25	17	1,39	3	0,72	15	0,41	9	0,29
Centrala *C*	redresor sarcină redusă	curent	1	99,0	5	12,1	7	7,05	3	3,40	13	2,42	11	2,29	9	0,90	15	0,37	17	0,22
	idem încărcat	curent	1	97,6	5	14,46	3	13,86	9	4,75	13	2,28	17	1,42	7	1,38	15	0,92	11	0,55
	cuptor cu arc	curent	1	99,0	3	11,11	7	1,64	5	1,17	9	0,82	11	0,78	13	0,61	17	0,37	15	0,26
Atelierele *D*	maşina de sudat	curent	1	96,8	5	25,8	7	3,9	9	3,0	17	2,06	13	1,78	15	1,76	3	1,54	11	0,85

Tabloul nr. 3

Rezumatul rezultatelor pe aparate deformante

Mărimea	cablul transformatorului	redresor de tracţiune		redresor de forţă la centrala *C*		cuptor cu arc	Maşina de sudat	unitatea
		la centrala *A*	la staţia *B*	încărcat 8,6%	încărcat 27,2%			
Tensiune	sinusoidal	sinusoidal	deformant	sinusoidal	sinusoidal	sinusoidal	sinusoidal	
U_{ef}	29 250	5 375	5 200	6 250	5 300	5 300	420	V
U_d	0	0	319	0	0	0	0	V
δ_T	0	0	6,13	0	0	0	0	%
Armonici	—	—	5 şi 7	—	—	—	—	
I_{ef}	3,2	120	150	15	47,5	81,4	165	A
I_d	0,306	16,3	30,8	2,22	9,91	9,26	39,5	A
δ_I	9,55	13,59	20,53	14,8	20,87	11,38	23,94	%
Armonici	5 şi 7	3 şi 5	5 şi 7	5 şi 7	5 şi 3	3 şi 7	5 şi 7	
P	24	1 067	1 254,6	101	307,4	687,3	107,5	kW
Q	157	336	339,9	90	295	227,7	—45,5	kVar
D	15	153	359,8	20,2	90,7	84,9	26,7	kVad
S_1	158,4	1 125	1349,4	1 36,2	435,5	746,4	119,9	kVA
S_2	159,5	1 129	1344,8	1 36,8	435,6	746,1	119,8	kVA
ε_s	+0,69	+0,36	−0,35	+0,44	+0,02	−0,04	−0,07	%
K_1	$0{,}150_4$	0,945	0,929	$0{,}741_6$	$0{,}705_9$	$0{,}920_8$	0,904 cap	
ρ	6,541 66	0,314 90	0,266 14	0,891 09	0,959 66	0,404 04	−0,41395	
$\cos\varphi$	0,151 29	0,953 74	0,966 37	0,746 64	0,721 56	0,927 18	0,923 99	
τ	0,094 94	0,136 64	0,260 72	0,149 41	0,215 23	0,114 52	0,246 76	
$\cos\xi$	0,995 52	0,990 80	0,967 64	0,989 02	0,977 60	0,993 50	0,970 97	
K_2	$0{,}150_6$	$0{,}944_9$	$0{,}935_1$	$0{,}738_5$	$0{,}708_4$	$0{,}921_2$	$0{,}897_2$cap	
ε_k	+0,14	−0,011	+0,66	−0,48	+0,36	+0,04	−0,76	%

ОБНАРУЖЕНИЕ ДЕФОРМИРУЮЩИХ ЯВЛЕНИЙ В ЭЛЕКТРОПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЯХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы кратко излагают современные теоретические и экспериментальные данные, касающиеся деформирующих явлений и описывают порядок их определений, произведенных в четырех электропромышленных предприятиях, нарочито выбранных для получения наиболее разнообразных результатов.

Далее приводятся результаты этих определений и выводится ряд заключений. Таким образом констатируется, что эволюция деформирующего режима совершается более быстрым темпом, но аналогично эволюции реактивного режима.

Вследствие этого необходимо, чтобы теоретическое изучение и экспериментальные исследования проводились с большим упорством и с применением наиболее усовершенствованных средств.

Таким образом явится возможность разделить установки, порождающие деформирующие явления, на три категории, в зависимости от представлямого ими значения, а именно: 1) установки малого значения, позволяющего оставить их на работе, ничего не изменяя в их строении, 2) установки среднего значения, в отношении которых необходимо принять меры для сокращения этих явлений и 3) установки, в которых деформирующие явления очень значительны и в отношении которых надо принять меры к внутренней локализации этих явлений.

В заключение авторы указывают на необходимость своевременно найти средства предупреждения и компенсации деформирующих явлений, значение которых возрастает по мере разрастания электрических сетей.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Осциллограмма, составленная по фидеру № 14.
Рис. 2. — Осциллограмма, составленная по фидеру № 13.
Рис. 3. — Осциллограмма, составленная по питательному проводу трансформатора.
Рис. 4. — Осциллограмма тока станции *B*.
Рис. 5. — Осциллограмма напряжения на шинах станции *B*.
Рис. 6. — Осциллограмма при разряженном выпрямителе.
Рис. 7. — Осциллограмма при заряженном выпрямителе.
Рис. 8. — Осциллограмма тока, поглощенного дуговой печью.
Рис. 9. — Осциллограмма кривой тока, во время сварки.
Рис. 10. — Осциллограмма тока, поглощенного машиной.

IDENTIFICATION DES PHÉNOMÈNES DÉFORMANTS DANS LES ENTREPRISES INDUSTRIELLES D'ÉLECTRICITÉ

(RÉSUMÉ)

Après une introduction dans laquelle les auteurs font un résumé des connaissances actuelles, théoriques aussi bien qu'expérimentales, des phénomènes déformants, ils présentent le programme des déterminations effectuées dans quatre entreprises industrielles d'électricité, spécialement choisies pour offrir des conditions aussi variées que possible.

En donnant les résultats de ces déterminations, ils en tirent plusieurs conclusions. C'est ainsi qu'ils constatent, par exemple, que le régime déformant suit une évolution analogue — bien que dans un rythme plus vif — à l'évolution du régime réactif.

C'est pourquoi il est nécessaire que les études théoriques ainsi que les recherches expérimentales soient conduites avec beaucoup d'assiduité et avec les moyens d'investigation les plus perfectionnés.

Ces études conduiront à l'établissement de prescriptions administratives concernant la production et, surtout, la transmission de la puissance déformante.

De ce point de vue, les installations produisant des phénomènes déformants seront classifiées en trois catégories, selon l'importance de ces phénomènes : 1° de petite importance, qu'on peut laisser fonctionner sans rien modifier à leur structure ; 2° de moyenne importance, où apparaît la

nécessité de prendre des mesures pour en réduire la valeur ; 3° des installations dans lesquelles les phénomènes déformants deviennent tellement importants qu'il est indispensable de prendre des mesures pour les localiser à l'intérieur des installations.

Pour conclure, les auteurs soulignent la nécessité de trouver d'avance les moyens de prévenir et de compenser les phénomènes déformants, dont l'importance croît en même temps que l'étendue des réseaux électriques.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Oscillogramme relevé sur le feeder n° 14.
Fig. 2. — Oscillogramme relevé sur le feeder n° 13.
Fig. 3. — Oscillogramme relevé sur le câble d'alimentation du transformateur.
Fig. 4. — Oscillogramme du courant dans la station *B*.
Fig. 5. — Oscillogramme de la tension sur les barres de la station *B*.
Fig. 6. — Oscillogramme dans le cas du redresseur déchargé.
Fig. 7. — Oscillogramme dans le cas du redresseur chargé.
Fig. 8. — Oscillogramme du courant absorbé par le foyer.
Fig. 9. — Oscillogramme de la courbe du courant pendant une soudure.
Fig. 10. — Oscillogramme du courant absorbé par la machine.

BIBLIOGRAFIE

1. C. I. Budeanu, *Sur le fonctionnement d'un appareil déformant.* C.R. Acad. Sc., Paris' 26 decembrie 1934, t. CXCIX, p. 1598 ; RGE, 23 februarie 1935, p. 253.
2. — Academia Romînă. Memoriile Secţiei Ştiinţifice, seria a III-a, t. XIV, Mem. 13, Bucureşti, 1939.
3. — *Puissances réactives et fictives.* Bucureşti, 1927.
4. I. S. Antoniu, *Chestiuni speciale de electrotehnică.* Ed. Acad. R.P.R., 1956, p. 173.
5. A. Blondel, *Les courants alternatifs.* Paris, 1935, p. 248.
6. C. A. Crug, *Bazele electrotehnicii.* Ed. energetică de stat, Bucureşti, 1953, p. 202.
7. J. Fallou, *Leçons d'Electrotechnique générale.* Paris, 1949, p. 376.
8. A. Fraenkel, *Theorie der Wechselströme.* Berlin, 1930, p. 85.
9. M. A. Perekalin, *Electricieskie ţepi.* Moscova, 1950, p. 360.
10. A. Glaser u. Müller-Lübeck, *Einführung in die Theorie der Stromrichter.* T. I. Berlin, 1935, p. 41.
11. C. A. Crug, *Osnovi elektrotehniki,* Moscova, 1952, p. 191.
12. A. Mauduit, *Machines électriques,* t. II, Paris, p. 1571, 1576.
13. I. S. Antoniu, *Étude du fonctionnement des appareils de mesure dans un régime déformant.* Thèses, Bucureşti, 1948.
14. C. I. Budeanu, Electricitatea, februarie 1951, p. 13.
15. — Electricitatea, martie 1951, p. 6.
16. — Studii şi cercetări de energetică, t. VI, nr. 1—2, 1956, p.115.
17. I. S. Antoniu, Studii şi cercetări de energetică, t. V, nr. 3—4, 1955, p. 547.
18. — Buletinul Institutului politehnic, Bucureşti, t. XVIII, fascicula 3—4, 1956, p. 263.
19. C. I. Budeanu et I. S. Antoniu, Rapport nr. 329, CIGRE, 1948.
20. — Electricitatea nr. 1, 1951, p. 9.
21. C. I. Budeanu, Revista Universităţii „C. I. Parhon" şi a Institutului Politehnic Bucureşti, nr. 1, 1952, p. 129.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

CRITERIILE PRACTICE ŞI PREMISELE DE CALCUL AL STABILITĂŢII STATICE A SISTEMELOR ELECTROENERGETICE

DE

F. MANEA

INTRODUCERE

Asigurarea unei rezerve de stabilitate statică este o problemă importantă a siguranţei de funcţionare la interconexiunea sistemelor electroenergetice. Aceasta se exprimă, în studii recente [1], ca rezerve ale puterilor active şi reactive transmise de generatori, receptorilor. Rezerva de putere activă şi coeficientul de siguranţă respectiv [2] se determină cu ajutorul criteriului $\frac{dP}{d\delta}$ sau $\frac{dP}{dU}$ iar pentru puterea reactivă cu ajutorul criteriului $\frac{dQ}{dU}$. Fiecărui criteriu, în aplicarea sa, i se asociază anumite premise simplificatoare de calcul referitoare la proprietăţile sistemului. Din literatura de specialitate nu rezultă justificarea legăturii dintre fiecare din criteriile practice şi modul de schimbare a stării sistemului în trecerea la starea limită.

În lucrarea prezentă se discută problema legăturii dintre criteriile practice şi premisele simplificatoare de calcul în determinarea rezervei de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice.

DETERMINAREA STĂRII LIMITĂ A STABILITĂŢII STATICE

Starea limită de stabilitate statică în funcţionarea sistemelor electroenergetice se consideră ca acea stare în care dacă se presupune o variaţie mică într-un anumit sens a unei mărimi de stare rezultă o variaţie mare, tranzitorie, a altor mărimi de stare spre un regim de funcţionare nedorit.

Matematic, la o variație infinit mică a unui parametru al ecuațiilor de stare vor rezulta soluții corespunzătoare de trecere la valori nereale ale mărimilor rezultate conform acelor ecuații.

În acest fel s-a arătat [3] că toate criteriile practice determină o relație unică de stare limită dacă premisele simplificatoare și deci ecuațiile de regim, sînt aceleași. Fiecărei ipoteze referitoare la fixarea frecvenței îi corespunde o anumită condiție de stare limită.

Astfel, pentru o interconexiune radială, în ipoteza unui generator de reglaj astatic al frecvenței [3] condiția stării limită este (1)*).

$$\sum_{1}^{n} \frac{I_i \cos 2\alpha_i}{\cos(\delta_i - \alpha_i)} + \frac{I_{n+1}}{\cos(\delta_{n+1} + \alpha_{n+1})} =$$

$$= Q'_u + \left(P'_u - \sum_{1}^{n} \frac{I_i \sin 2\alpha_i}{\cos(\delta_i - \alpha_i)} \right) \operatorname{tg}(\delta_{n+1} + \alpha_{n+1}) \cdot \qquad (1)$$

Dacă se admite că toți generatorii contribuie la reglajul frecvenței încît unghiurile relative ale forțelor electromotoare sînt constante și deci se caută instabilitatea sarcinii, condiția stării limită este dată de relația (2)*)

$$\frac{P}{Q} = \frac{U \cdot Q'_u - Q}{P - U \cdot P'_u}. \qquad (2)$$

Trecerea de la funcționarea *nominală* în starea limită a sistemului electroenergetic se poate face în moduri diferite prin micșorarea curentului de excitație a unei mașini sincrone, mărirea admisiei agentului motor al mașinii primare la un generator, creșterea impedanței de transfer prin deconectarea unei linii în paralel, schimbarea sarcinii active și reactive a consumatorilor etc., sau printr-o combinație oarecare a două sau mai multe dintre aceste căi.

Fiecărui mod de trecere în starea limită corespunzătoare i se poate asocia o anumită rezervă referitoare la mărimea a cărei schimbare a determinat acea limită.

Pentru determinarea stării limită va trebui *înrăutățită*, din punctul de vedere al stabilității, funcționarea sistemului. Se calculează deci noile regimuri de funcționare și pentru fiecare caz se verifică starea cu ajutorul unei relații condiție de stare limită (grafic sau analitic).

Fiecare relație de stare limită corespunde anumitor proprietăți la variații *locale* ale mărimilor ce determină funcționarea sistemului, diferite de proprietățile la variațiile finite din trecerea spre starea limită prin înrăutățirea funcționării (se are în vedere în special modul de considerare a reglajului tensiunii și frecvenței).

Acestei deosebiri între proprietățile unui sistem electroenergetic la variații *locale* și la variații finite în special în privința menținerii valorii frecvenței nu i se acordă o atenție suficientă în lucrările de specialitate.

*) Notațiile sînt cele utilizate în lucrarea [3].

Astfel, P. S. J d a n o v [2] la sfîrșitul primei părți tratînd despre criteriile practice ale stabilității statice $\frac{dP}{d\delta}$ și $\frac{dP}{ds}$ (sau echivalentul său $\frac{dQ}{dU}$) considerate drept criterii respectiv ale stabilității generatorilor și sarcinii, expune rezultatele studiului unui exemplu cu două mașini sincrone și una asincronă conform schemei din figura 1.

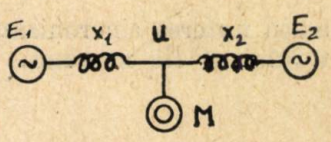


Fig. 1

Menținînd unghiul relativ al forțelor electromotoare E_1 și E_2, δ_{12} constant și schimbînd sarcina motorului asincron se trasează caracteristica puterii sincronizante $\frac{dP}{d\delta_{12}}$ și a puterii electromagnetice transmise motorului asincron ca funcții de alunecare S.

Pentru $\delta_{12} > 0$ s-a obținut anularea puterii sincronizante și schimbarea semnului său (*condiție de limită a stabilității generatorilor*) înaintea maximului puterii transmise motorului (condiție de limită a stabilității motorului).

Numai pentru $\delta_{12} = 0$ s-a obținut simultaneitatea condițiilor de stare limită.

Acestei constatări, din care se trag anumite concluzii, nu i se dă o explicație teoretică.

Într-adevăr, în absența rezistențelor de linie, considerînd numai reactanțele, în condițiile probabile de măsură a puterii sincronizante din experiență (unul din generatori avînd caracteristica *adaptabilă* [3] de putere activă), condiția stării limită este dată de relația (3) ce se deduce cu ușurință din (1)

$$\frac{I_1}{\cos \delta_1} + \frac{I_2}{\cos \delta_2} = Q'_u . \tag{3}$$

În condițiile de variație a sarcinii transmise motorului asincron, pentru generatorii cu δ_{12} constant, starea limită corespunde relației (4) dedusă din (2) prin înlocuirea, $P'_u = 0$

$$\frac{P}{Q} = UQ'_u - Q. \tag{4}$$

Dacă se substituie P și Q prin expresiile lor, funcții de mărimile generatorului echivalent [3], se obține relația (5)

$$\frac{I}{\cos \delta} = Q'_u \tag{5}$$

Se observă uşor din figura 2 că avem în general

$$\frac{I_1}{\cos \delta_1} + \frac{I_2}{\cos \delta_2} < \frac{I}{\cos \delta},$$

$$\overline{OA} > \overline{OB}$$

adică puterea sincronizantă se va anula înainte ca puterea transmisă motorului să fie maximă.

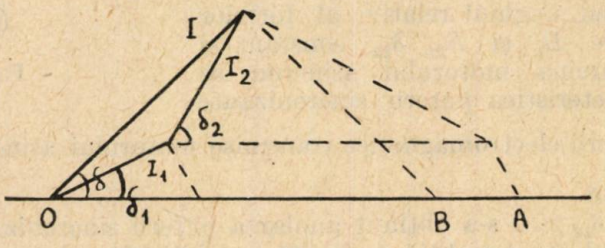


Fig. 2

Rezultă astfel în mod simplu explicaţia teoretică a constatării: proprietăţile la variaţii locale (mici) n-au fost aceleaşi în determinarea condiţiilor de stabilitate ale stării sistemului.

Numai pentru $\delta_{12} = 0$, adică $\delta_1 = \delta_2$ şi deci $I_1 + I_2 = I$ se obţine

$$\frac{I_1}{\cos \delta_1} + \frac{I_2}{\cos \delta_2} = \frac{I}{\cos \delta}$$

adică simultaneitatea stărilor limită.

În exemplul prezentat, la determinarea puterii sincronizante s-au realizat anumite proprietăţi la variaţiile locale ale sistemului (unul din generatori reglează frecvenţa), diferite de proprietăţile locale la determinarea puterii transmise motorului ca funcţie de alunecare cînd acestea au coincis cu proprietăţile sistemului în trecerea lentă spre starea limită (ambii generatori reglează frecvenţa în condiţiile unghiului relativ constant).

I. M. Markovici [1], la aplicarea criteriului $\frac{dQ}{dU}$ pentru determinarea limitei de stabilitate, nu ia în considerare caracteristica de sarcină activă a consumatorului şi deci admite pentru acesta posibilitatea reglajului frecvenţei atît la variaţii locale cît şi la schimbări mari ale puterii reactive.

Se admite totodată că puterea reactivă suplimentară de încărcare nu este funcţie de tensiune.

În felul acesta, limita stabilităţii are un caracter convenţional, acea stare limită fiind foarte puţin probabilă în funcţionarea vreunui sistem energetic.

LEGĂTURA DINTRE CRITERIILE STABILITĂȚII STATICE

Dacă se consideră criteriile practice drept criterii de stare la variații locale, ele determină aceeași stare limită dacă proprietățile sistemului sînt aceleași și deci diferă unul de altul în acest sens numai formal după cum se alege dependența funcțională $P = f(\delta)$, $P = f(U)$, $Q = f(U)$ etc., ca ecuație finală obținută prin eliminarea celorlalte necunoscute din sistemul de ecuații al regimului de funcționare.

În consecință, importante nu sînt aceste criterii ale stabilității statice ci ipotezele simplificatoare și în special cea referitoare la fixarea frecvenței.

Uneori se asociază criteriile practice [1] mărimii a cărei variație determină trecerea sistemului în stare limită și în acest caz se admite că și proprietățile la variații locale sînt aceleași din punct de vedere al reglajului tensiunii și frecvenței, ceea ce nu totdeauna corespunde realității. În acest caz nu există nici o legătură între criteriile stabilității statice și fiecare corespunde unei stări limită diferită.

IPOTEZELE ASUPRA FIXĂRII FRECVENȚEI

Din cele de mai sus rezultă în mod necesar scoaterea în evidență a ipotezelor referitoare la modul de fixare a frecvenței.

Aceste ipoteze trebuie alese totdeauna astfel încît să dea cele mai mici erori și să conducă la metode simple de calcul.

Ipoteza cea mai des întîlnită, deși neexplicit, în literatura de specialitate admite un generator de reglaj al frecvenței care preia orice *dezechilibru* de sarcină activă.

Puterea sincronizantă a oricărei mașini sincrone se calculează în raport cu generatorul de reglaj al frecvenței. Sistemul de *bare infinite*, *centrala receptoare* [2] sînt elemente care fixează frecvența.

Din expresia (1) se observă cu ușurință influența pe care o are mașina de reglaj a frecvenței asupra limitei de stabilitate : generatorul cu unghiu de defazaj al forței electromotoare față de tensiunea nodului central mare, considerat ca generator de fixare a frecvenței, determină cea mai optimistă stare limită.

În aplicarea criteriului $\frac{dQ}{dU}$ I. M. Markovici [1] consideră consumatorul important drept element de fixare a frecvenței. Desigur că acest consumator poate fi un consumator echivalent sau o *centrală receptoare* [2]. El poate include deci un generator de reglaj al frecvenței.

Se poate demonstra cu ușurință că un generator de reglaj al frecvenței se poate introduce în calcul, împreună cu un consumator important ca un consumator unic de reglaj al frecvenței, determinat prin caracteristica statică de putere reactivă funcție de tensiune.

În consecință această ultimă ipoteză se poate considera ca fiind de aceeași natură ca și precedenta, deosebirea constînd doar în modul de exprimare (implicită).

Dacă în ipoteza unei mașini de reglaj al frecvenței, un sistem electroenergetic rezultă ca instabil, instabilitatea va putea fi atît a mașinilor sincrone cît și a mașinilor asincrone.

Compararea termenilor expresiei (1) ne poate indica în ce măsură contribuie fiecare mașină la instabilitatea sistemului.

Studiul problemei se simplifică mult în ipoteza unor unghiuri relative constante ale mașinilor sincrone admise ca stabile între ele. În acest caz determinarea unei mașini echivalente rezultă în mod simplu [3].

Dacă mașinile sincrone funcționează în condițiile unor unghiuri relative ale forțelor electromotoare mici este posibilă compunerea lor în mod simplu într-un generator echivalent. În acest caz, relația (2) ne poate indica cu ușurință instabilitatea consumatorului față de generatorul echivalent care impune și frecvența.

Alte ipoteze simplificatoare de fixarea frecvenței [3] nu sînt importante și deci nu comportă discuție.

ПРАКТИЧЕСКИЕ КРИТЕРИИ И ПРЕДПОСЫЛКИ ПРИ РАСЧЕТЕ СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

При исследовании статической устойчивости электроэнергетических систем существует склонность применять практические критерии к способу изменения состояния системы, переходящей к предельному состоянию, и предполагать, что свойства системы при этом переходе остаются теми же и при небольшом медленном возмущении вокруг какой-либо рабочей точки. В настоящей работе обсуждается эта склонность и доказывается ее ошибочность. Указывается на необходимость уточнения расчетных предположений, относящихся к установлению частоты при определении предельного состояния статической устойчивости.

CRITÉRIUMS PRATIQUES ET PRÉMISSES DE CALCUL DE LA STABILITÉ STATIQUE DES SYSTÈMES ÉLECTRO-ÉNERGÉTIQUES

(RÉSUMÉ)

Il y a, dans l'étude de la stabilité des systèmes électro-énergétiques, une tendance à associer les critériums pratiques à la manière du changement d'état du système, en passant vers l'état limite et à supposer que les propriétés du système lors de ce passage ne changent pas, même pour une petite perturbation lente autour d'un point de fonctionnement. Le présent travail met en discussion cette tendance et démontre qu'elle

n'est point juste. On y montre la nécessité de préciser les hypothèses de calcul concernant l'établissement de la fréquence dans la détermination de l'état limite de stabilité statique.

BIBLIOGRAFIE

1. I. M. Markovici, *Energheticeskie sistemî i ih rejimî*. Gosenergoizdat, Moscova-Leningrad, 1952.
2. P. S. Jdanov, *Stabilitatea sistemelor electrice*. E.E.S., Bucureşti, 1952.
3. F. Manea, *Condiţii limită de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice*. Studii şi cercetări de energetică, nr. 3, 1956, p. 329.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 1, 1957

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

DESPRE STABILIZAREA NULULUI PRIN REACŢIE COMUNĂ LA SCHEMELE ECHILIBRATE ÎN PARALEL

DE

M. CEHAN RACOVIŢĂ*

I. În prezenta lucrare se examinează montajul în punte indicat în figura 1, folosit în amplificatorii de curent continuu şi în unele wattmetre electronice (tipul propus de H. O. Peterson).

Reamintim că tensiunea de ieşire se culege între anodele tuburilor electronice. Se foloseşte o rezistenţă comună de reacţie R_c pentru a stabiliza ieşirea faţă de variaţiile întîmplătoare ale tensiunilor de alimentare, adică (în ipoteza $R_1 = R_2$) o mărime proporţională cu diferenţa curenţilor $i_1 - i_2$.

Ne vom preocupa de efectul stabilizator al acestei rezistenţe R_c.

Evident, o reacţie comună pe suma curenţilor $i_1 + i_2$, ca în cazul de faţă va stabiliza suma curenţilor şi suma tensiunilor de ieşire. Un asemenea efect însă nu prezintă aici interes. Stabilizarea diferenţei curenţilor este mai puţin evidentă În literatură se studiază obişnuit acest efect în ipoteze foarte simplificatoare, ceea ce duce la pierderea unor regimuri posibile, ce nu se supun legii aproximative $\frac{1}{2SR_c}$ de reducere a alunecării nulului*) la variaţia tensiunilor de alimentare.

Să examinăm pe rînd efectul perturbaţiilor în tensiunea de alimentare anodică şi în tensiunea de filament.

Vom începe cu primul gen de perturbaţii.

Pentru a nu face nici o ipoteză asupra linearităţii tuburilor, vom presupune că tuburile au o caracteristică oarecare

$$\left.\begin{aligned} i_1 &= \varphi_1 (U_{a1},\ U_{g1}) \\ i_2 &= \varphi_2 (U_{a2},\ U_{g2}) \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

*) Vom folosi acest termen în afara sensului său restrîns uzual, aplicîndu-l şi la nestabilitatea nulului datorită variaţiei tensiunilor de alimentare.

Semnalele U_1 și U_2 le considerăm neaplicate, adică grilele se presupun legate la masă, și deci

$$U_{g1} = U_{g2} = - R_c (i_1 + i_2). \qquad (2)$$

Ținînd seama și de expresiile tensiunilor anodice cînd se neglijează tensiunea de reacție față de căderea de tensiune pe tuburi,

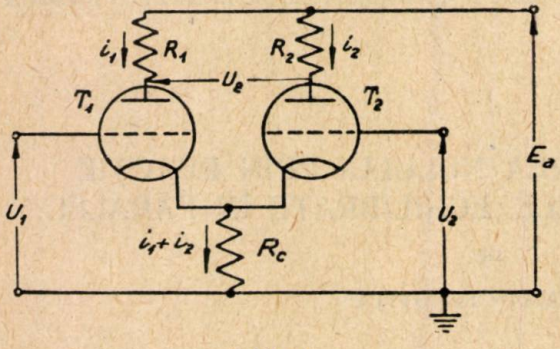


Fig. 1

$$U_{a1} \simeq E_a - R_1 i_1,$$
$$U_{a2} \simeq E_a - R_2 i_2,$$

relațiile (1) devin

$$i_1 = \varphi_1 (E_a - R_1 i_1, \; U_{g1}) \text{ sau}$$
$$i_1 = f_1 (E_a, \; U_{g1}), \qquad (3)$$

respectiv

$$i_2 = \varphi_2 (E_a - R_2 i_2, \; U_{g2}) \text{ sau}$$
$$i_2 = f_2 (E_a, \; U_{g2}), \qquad (3')$$

unde funcțiile f_1 și f_2 ar corespunde unor caracteristici echivalente ale tuburilor.

Tensiunea de ieșire U_e este egală cu

$$U_e = R_1 i_1 - R_2 i_2 = R_1 (i_1 - \rho i_2), \qquad \left(\rho = \frac{R_2}{R_1} \right),$$

sau luînd în considerare o mărime proporțională cu ea

$$\frac{U_e}{R_1} = f_1 \; [E_a, - R_c (i_1 + i_2)] - \rho f_2 \; [E_a, - R_c (i_1 + i_2)]. \qquad (4)$$

Alunecarea nulului se va caracteriza, într-o primă aproximație n regim neliniar, sau în mod precis în regiml iniar, prin raportul $\frac{dU_e}{dE_a}$.

Să trecem la calculul acestei mărimi. În prealabil vom găsi valoarea derivatei $\frac{d(i_1 + i_2)}{d E_a}$. Pentru aceasta derivăm expresia

$$i_1 + i_2 = f_1 \; [E_a, - R_c (i_1 + i_2)] + f_2 \; [E_a, - R_c (i_1 + i_2)], \qquad (5)$$

obținută din relațiile (3) și (3').

Recurgînd la notațiile uzuale din teoria tuburilor electronice

$$G_e = \frac{\partial f (E_a, U_g)}{\partial E_a}, \qquad S_e = \frac{\partial f (E_a, U_g)}{\partial U g}$$

se obține următoarea expresie

$$\frac{d(i_1+i_2)}{dE_a}=\frac{G_{e1}+G_{e2}}{1+R_c(S_{e1}+S_{e2})} \tag{6}$$

(indicele „e" se referă la faptul că parametrii corespund caracteristicelor echivalente (3) și (3′)).

Se constată că alunecarea nulului, în ipoteza unei ieșiri utile proporționale cu suma curenților, scade în raportul $\frac{1}{1+R_c(S_1+S_2)}$, stabilizîndu-se astfel suma curenților.

Revenind la (4), derivăm în raport cu E_a și înlocuind pe $\frac{d(i_1+i_2)}{dE_a}$ cu valoarea găsită mai sus ajungem la rezultatul căutat

$$\frac{1}{R_1}\cdot\frac{dU_e}{dE_a}=G_{e1}-\rho G_{e2}-R_c(S_{e1}-\rho S_{e2})\cdot\frac{G_{e1}+G_{e2}}{1+R_c(S_{e1}+S_{e2})}. \tag{7}$$

În vederea dezvoltărilor de mai jos, introducem mărimile nedimensionale

$$\left.\begin{aligned}\mu_e=\frac{\mu_{e2}}{\mu_{e1}},\ s_e=\frac{S_{e2}}{S_{e2}},\quad x=R_c S_{e1}.\end{aligned}\right\} \tag{8}$$

Cu ajutorul lor transcriem rezultatul precedent (7)

$$\frac{R_{ie1}}{R_1}\cdot\frac{dU_e}{dE_a}=\frac{\mu_e^*-\rho s_e+x s_e(1+\rho)(\mu_e^*-1)}{\mu_e^*[1+(1+s_e)x]}. \tag{9}$$

Pentru a opera direct cu parametrii reali, să găsim formulele de trecere de la aceștia la parametrii echivalenți. Evident, aceste relații vor fi

$$\left.\begin{aligned}G_e&=\frac{1}{R_i+R}=\frac{G}{1+RG},\\ S_e&=\frac{\mu}{R_i+R}=\frac{S}{1+RG},\end{aligned}\right\} \tag{10}$$

încît mărimile definite sub (8) se vor exprima în funcție de parametrii reali astfel

$$\left.\begin{aligned}&\mu_e^*=\mu^*=\frac{\mu_2}{\mu_1},\quad s_e=\frac{\mu^*}{\rho A}=\mu^*\frac{R_1+R_{i1}}{R_2+R_{i2}},\quad x=R_c\frac{S_1}{1+\frac{R_1}{R_{i1}}}\\ &\left(\text{s-a notat }\frac{1+\frac{R_{i2}}{R_2}}{1+\frac{R_{i1}}{R_1}}=A\right).\end{aligned}\right\} \tag{11}$$

Cu aceasta (9) ia forma definitivă

$$\left(1+\frac{R_{i1}}{R_1}\right)\cdot\frac{dU_e}{dE_a}=\frac{A-1+\left(1+\frac{1}{\rho}\right)(\mu^*-1)\,x}{A+\left(A+\frac{\mu^*}{\rho}\right)x}. \tag{12}$$

Ultima relație ne dă valoarea alunecării nulului în cazul unei perturbații în alimentarea anodică.

Să examinăm succint și efectul unei perturbații în tensiunea de filament. Pentru aceasta să punem în evidență în funcțiile (3) și (3)' variabila U_f, presupusă în considerațiile de mai sus constantă

$$\left.\begin{aligned} i_1 &= f_1(E_a,\ U_f,\ U_{g1}),\\ i_2 &= f_2(E_a,\ U_f,\ U_{g2}). \end{aligned}\right\} \tag{13}$$

Vom introduce, prin analogie cu cele de mai sus notațiile

$$\left.\begin{aligned} S_{fe}&=\frac{\partial f(E_a,\ U_f,\ U_g)}{\partial U_f},\qquad S_e=\frac{\partial f(E_a,\ U_f,\ U_g)}{\partial U_g},\\ \mu'_{fe}&=\frac{S_e}{S_{fe}}. \end{aligned}\right\} \tag{14}$$

În această situație, pentru alunecarea nulului la perturbație în alimentarea filamentului va rezulta o expresie analogă cu (9), dar în care μ^* se înlocuiește cu μ^*_f

$$\frac{R_{ie1}}{R_1}\cdot\frac{\partial U_e}{\partial U_f}=\frac{\mu^{*\prime}_{fe}-\rho s_e+x s_e(1+\rho)\,(\mu^{*\prime}_{fe}-1)}{\mu^{*\prime}_{fe}\,[1+(1+s_e)\,x]}. \tag{15}$$

Trecerea la parametrii reali este aici mai puțin evidentă ; ea se deduce însă imediat derivînd parțial în raport cu U_f și U_g funcțiile

$$i_1=\varphi_1(E_a-R_1 i_1,\ U_f,\ U_{g1}),$$

$$i_2=\varphi_2(E_a-R_2 i_2,\ U_f,\ U_{g2}).$$

De aici reies relațiile

$$S_{fe}=\frac{S_f}{1+RG}, \tag{16}$$

$$S_e=\frac{S}{1+RG}. \tag{17}$$

Astfel sîntem din nou în măsură să exprimăm mărimile $\mu_{fe}^{*\prime}$, s_e, x cu ajutorul parametrilor tuburilor

$$\mu_{fe}^{*\prime} = \mu_f^{*\prime}, \quad s_e = \frac{\mu^*}{\rho A}, \quad x = R_c \frac{S_1}{1 + \frac{R_1}{R_{i1}}}. \tag{18}$$

Pe baza acestor rezultate (15) poate fi ușor adus la forma

$$\frac{1 + \frac{R_{i1}}{R_1}}{\mu_{f1}} \cdot \frac{\partial U_e}{\partial U_f} = \frac{A - \mu_f^* + \left(1 + \frac{1}{\rho}\right)(\mu^* - \mu_f^*)\, x}{A + \left(A + \frac{\mu^*}{\rho}\right) x}. \tag{19}$$

S-a introdus mai sus noua notație

$$\mu_f^* = \frac{\mu_{f2}}{\mu_{f1}}, \quad \mu_f = \frac{S_f}{G}. \tag{20}$$

Membrul drept al acestei relații trece în expresia din membrul corespunzător al relației (12), dacă se egalează μ_f^* cu 1.

Întrucît cazul perturbației în tensiunea de filament, ca expresie analitică, cuprinde deci cazul perturbației tensiunii de alimentare anodică ca un caz particular, vom considera în cele ce urmează numai relația (19), notînd prin K_f factorul ce multiplică pe $\frac{\partial U_e}{\partial U_f}$. Funcția din membrul drept al relației (19) este crescătoare sau descrescătoare după cum $\mu^* \gtrless A$ (a se vedea derivata). Mărimea μ^*/A poate fi totdeauna făcută supraunitară. Într-adevăr dacă μ^* și A sînt raportați la tubul 1 și $\mu^{*\prime}$, A' la tubul 2, indiferent de modul numerotării se verifică direct pe expresiile acestora (11) că $\mu^* = \frac{1}{\mu^{*\prime}}$, $A = \frac{1}{A'}$. În concluzie din $\mu^*/A < 1$ rezultă $\mu^{*\prime}/A' > 1$ și problema se reduce la alegerea potrivită din cele două tuburi date, a celui de referință. În ipoteza formulată mai sus, funcția este crescătoare.

Deoarece

$$K_f \left(\frac{\partial U_e}{\partial U_f}\right)_{x=0} = 1 - \frac{\mu_f^*}{A},$$

se disting inițial două cazuri

$$A \gtrless \mu_f^*.$$

Pe de altă parte expresia

$$K_f \left(\frac{\partial U_e}{\partial U_f}\right)_{x \to \infty} = \frac{\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)(\mu^* - \mu_f^*)}{A + \frac{\mu^*}{\rho}}$$

este pozitivă sau negativă după cum $\mu^* \gtrless \mu_f^*$, iar cazul doi se desface în două subcazuri corespunzător sensului ultimei inegalități.

În concluzie se pot prezenta 3 situații:

I $\mu^* > A > \mu_f^*$ — funcția este permanent pozitivă,

II $\mu^* > \mu_f^* > A$ — funcția este inițial negativă apoi devine pozitivă,

III $\mu_f^* > \mu^* > A$ — funcția este permanent negativă

(cazul perturbației anodice se deduce de aici luînd $\mu_f^* = 1$).

În cazul II funcția se anulează pentru următoarea valoare a variabilei x (reacție optimă):

$$x_0 = \frac{\mu_f^* - A}{\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)(\mu^* - \mu_f^*)}. \tag{21}$$

Pentru o alunecare la reacție nulă dată

$$\frac{1}{A}(\mu_f - A) = \text{const.}$$

valoarea reacției optime

$$\frac{\text{const.}}{(\text{const.} + 1)\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)\left(\frac{\mu^*}{\mu_f^*} - 1\right)},$$

scade cu μ^*/μ_f^* și crește cu ρ. Pentru μ^*/μ_f^* nu prea apropiat de unitate, anularea alunecării poate fi atinsă folosind o valoare a reacției redusă.

În figura 2 sînt trasate curbele reprezentative pentru cazurile I — III. S-au adoptat următoarele valori numerice pentru μ^*, μ_f^*, A, ρ:

$$\mu^* = 1{,}3; \quad \mu_f^* = 1; \quad A = 1{,}1; \quad \rho = 1$$

$$\mu^* = 1{,}1; \quad \mu_f^* = 1; \quad A = 0{,}9; \quad \rho = 1$$

$$\mu^* = 0{,}9; \quad \mu_f^* = 1; \quad A = 0{,}8; \quad \rho = 1.$$

Curba II intersectează axa absciselor pentru $x = 0{,}5$.

Raportul valorilor absolute la $x = \infty$ și $x = 0$ ale mărimii $K \dfrac{\partial U_a}{\partial E_a}$ este următorul:

curba I $\quad \dfrac{0{,}174}{0{,}091} \simeq 1{,}91,$

curba II $\quad \dfrac{0{,}1}{0{,}111} = 0{,}9,$

curba III $\quad \dfrac{0{,}117}{0{,}25} \simeq 0{,}47.$

Cazul I este complet defavorabil, ducînd la o alunecare aproximativ dublă pentru $x \to \infty$. Curba II este cea mai interesantă, singura putînd asigura anularea riguroasă a alunecării, și aceasta pentru o valoare a

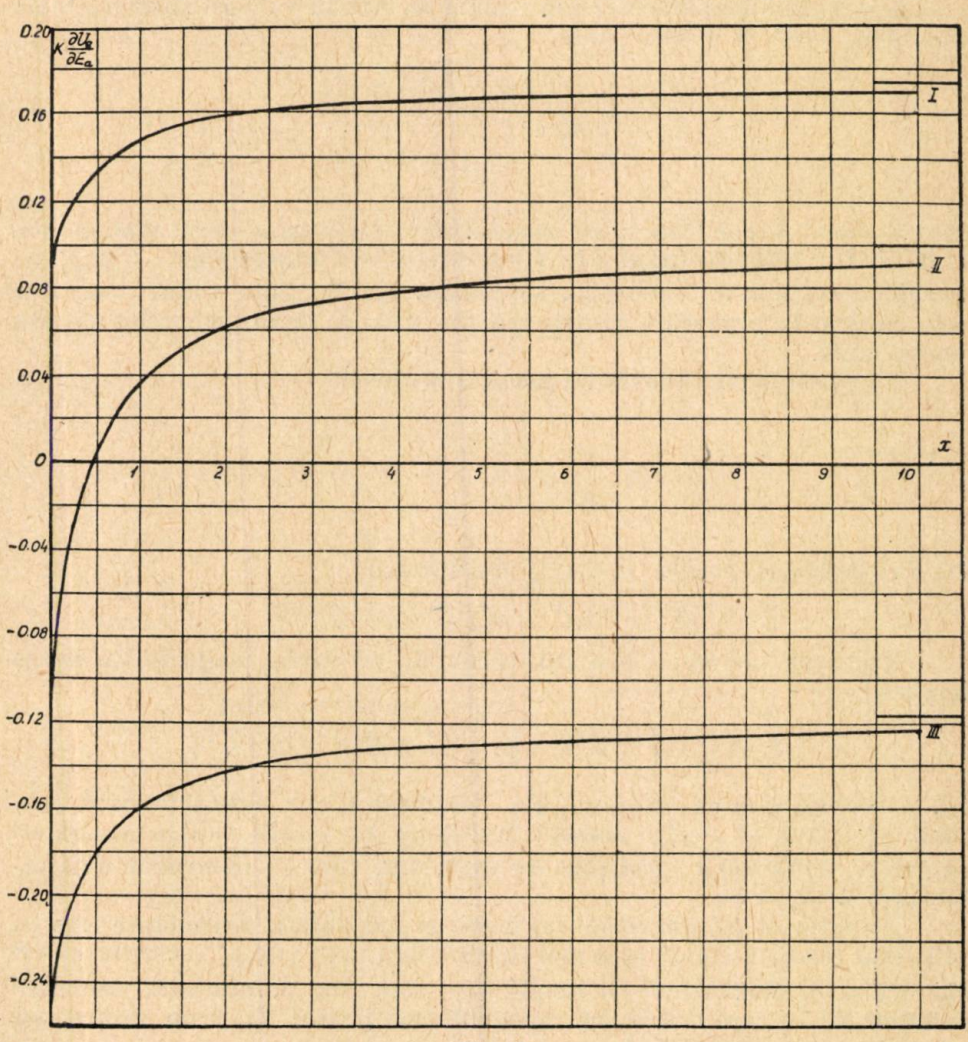


Fig. 2

reacției relativ mică. Defavorabil este unghiul relativ mare (format de curbă cu axa absciselor) la reacții reduse, pentru care are loc alunecarea. În cazul III, care dă o diminuare continuă a alunecării cu reacția, în felul legii $\frac{1}{2SR_c}$, se constată în cazul particular al curbei respective construite, o îmbunătățire prea puțin însemnată.

Să stabilim condițiile în care efectul de stabilizare în cazul III și efectul de destabilizare în cazul I sînt cel mai pronunțate. Folosirea reacției, în cazul curbei III devine eficace cînd $\mu^* \gg A$. La acest rezultat se ajunge scriind că alunecarea la reacție ∞ este în valoare absolută mult mai mică decît la reacție nulă.

$$1 - \frac{\mu_f^*}{A} \ll \frac{\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)(\mu^* - \mu_f^*)}{A + \frac{\mu^*}{\rho}}.$$

Pentru cazul I condiția unei destabilizări importante este evident tot $\mu^* \gg A$. Cît privește cazul II, vom dovedi că oricare sînt μ^* și μ_f^* ce satisfac condițiile de existență, totdeauna pot fi găsite valori pentru A care conduc la alunecări pentru reacție infinită superioare celor pentru reacție nulă.

Să presupunem adevărată această afirmație

$$-1 + \frac{\mu_f^*}{A} < \frac{\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)(\mu^* - \mu_f^*)}{A + \frac{\mu^*}{\rho}}.$$

De aici deducem pentru $\rho = 1$ *) inegalitatea

$$A^2 + 3(\mu^* - \mu_f^*)A - \mu^* \mu_f^* > 0.$$

Trinomul avînd o singură rădăcină pozitivă, inegalitatea scrisă implică

$$A > \frac{3}{2}(\mu_f^* - \mu^*) + \sqrt{\frac{9}{4}(\mu_f^* - \mu^*)^2 + \mu^* \mu_f^*}.$$

Or, se verifică ușor că expresia din membrul drept este inferioară mărimii μ_f^* dacă $\mu^* > \mu_f^*$; aceasta înseamnă că există totdeauna valori pentru A, satisfăcînd condițiile de existență, care să determine o destabilizare la $R_c \to \infty$.

Funcția de μ^* din membrul drept al inegalității considerate este cu atît mai mică cu cît μ^* este mai diferit (mai mare) de μ_f^*. Așadar cu cît disimetria în coeficienți de amplificare este mai pronunțată, domeniul valorilor lui A care determină destabilizarea pentru $R_c \to \infty$ crește, iar acest efect se accentuează.

II. În prima parte a acestei lucrări am simplificat problema, reducînd-o la cazul unei rezistențe de sarcină infinită. Practic aceasta este situația cînd ieșirea o constituie circuitul de intrare al unui etaj următor; pentru etajele finale, pentru wattmetrele de tipul amintit, această ipoteză se depărtează mult de realitate.

*) Interesează îndeosebi acest caz particular.

Să reluăm deci montajul studiat, în presupunerea unei rezistențe R_s finite conectate între anodele celor două tuburi (fig. 3). Păstrăm notațiile folosite pînă acum. Întrucît ne interesează efectul variației tensiunilor E_a, U_f, grilele tuburilor le considerăm legate la masă.

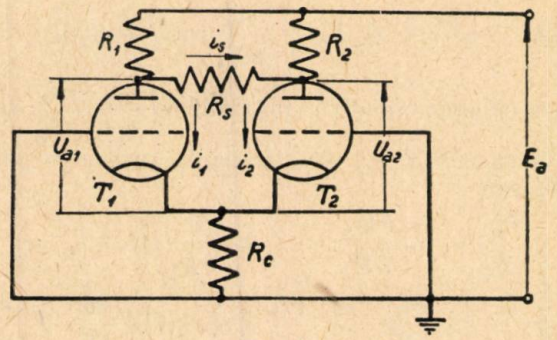


Fig. 3

Fie i_s curentul prin sarcină; valoarea acestuia se găsește imediat ca fiind egală cu

$$i_s = \frac{R_2 i_2 - R_1 i_1}{R_1 + R_2 + R_s}. \tag{22}$$

Adoptînd notațiile

$$\left.\begin{aligned} \alpha_1 &= \frac{R_1(R_2+R_s)}{\Sigma R} + R_c, \qquad \alpha_2 = \frac{R_2(R_1+R_s)}{\Sigma R} + R_c, \\ \beta &= \frac{R_1 R_2}{\Sigma R} + R_c, \qquad \Sigma R = R_1 + R_2 + R_s \end{aligned}\right\} \tag{23}$$

se deduc pentru tensiunile anodice pe tuburi expresiile

$$\left.\begin{aligned} U_{a1} &= E_a - R_1(i_1 + i_s) = E_a - \alpha_1 i_1 - \beta i_2, \\ U_{a2} &= E_a - R_2(i_2 + i_s) = E_a - \alpha_2 i_2 - \beta i_1. \end{aligned}\right\} \tag{24}$$

Dacă $i_1 = \varphi_1(U_{a1}, U_f, U_g)$ este funcția reprezentativă a unui tub, să găsim derivata parțială $\frac{\partial i_1}{\partial U_f}$. Folosind prima relație (24) vom avea

$$\frac{\partial i_1}{\partial U_f} = G_1 \frac{\partial U_{a1}}{\partial U_f} + S_{f1} - S_1 R_c \frac{\partial}{\partial U_f}(i_1 + i_2) =$$

$$= G_1\left(-\alpha_1 \frac{\partial i_1}{\partial U_f} - \beta \frac{\partial i_2}{\partial U_f}\right) + S_{f1} - S_1 R_c\left(\frac{\partial i_1}{\partial U_f} + \frac{\partial i_2}{\partial U_f}\right).$$

Procedînd similar pentru curentul $i_2 = \varphi_2(U_{a2}, Uf, U_g)$ ajungem ca rezultat global la un sistem de două ecuații liniare

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial i_1}{\partial U_f}(1 + \alpha_1 G_1 + S_1 R_c) + \frac{\partial i_2}{\partial U_f}(\beta G_1 + S_1 R_c) = S_{f1}. \\ \frac{\partial i_2}{\partial U_f}(1 + \alpha_2 G_2 + S_2 R_c) + \frac{\partial i_1}{\partial U_f}(\beta G_2 + S_2 R_c) = S_{f2}. \end{aligned}\right\} \tag{25}$$

Pentru perturbația anodică mărimile $\frac{\partial i_1}{\partial E_a}$, $\frac{\partial i_2}{\partial E_a}$ satisfac un sistem analog cu (25), în care S_{f1}, S_{f2} apar înlocuiți respectiv prin G_1, G_2. Într-adevăr, de exemplu

$$\frac{\partial i_1}{\partial E_a} = G_1 \frac{\partial U_{a1}}{\partial E_a} - S_1 R_c \frac{\partial}{\partial E_a}(i_1 + i_2) =$$

$$= G_1\left(1 - \alpha_1 \frac{\partial i_1}{\partial E_a} - \beta \frac{\partial i_2}{\partial E_a}\right) - S_1 R_c\left(\frac{\partial i_1}{\partial E_a} + \frac{\partial i_2}{\partial E_a}\right),$$

expresie care prin grupare adecvată duce la o ecuație identică (dacă se pune $S_{f1} = G_1$) cu prima ecuație din sistemul (25). Această constatare îndreptățește tratarea simultană a celor două genuri de perturbații, perturbația în tensiunea anodică cuprinzîndu-se ca un caz particular pentru $S_f = G$ în perturbația de filament.

Rezolvînd (25) și înlocuind soluțiile aflate în relația (22), găsim expresia căutată

$$\frac{\partial i_s}{\partial U_f} = \frac{\frac{R_2}{\Sigma R}\left[-S_{f1}(\beta G_2 + S_2 R_c) + S_{f2}(1 + \alpha_1 G_1 + S_1 R_c)\right] -}{(1 + \alpha_1 G_1 + S_1 R_c)(1 + \alpha_2 G_2 + S_2 R_c) - (\beta G_1 + S_1 R_c)(\beta G_2 + S_2 R_c)}$$

$$- \frac{\frac{R_1}{\Sigma R}\left[S_{f1}(1 + \alpha_2 G_2 + S_2 R_c) - S_{f2}(\beta G_1 + S_1 R_c)\right]}{(1 + \alpha_1 G_1 + S_1 R_c)(1 + \alpha_2 G_2 + S_2 R_c) - (\beta G_1 + S_1 R_c)(\beta G_2 + S_2 R_c)}$$

Substituind aici coeficienții α_1, α_2, β cu expresiile lor (23), separînd termenii ce conțin R_c de cei care nu-l conțin, ultima relație se poate aduce după o serie întreagă de transformări la următoarea formă mai comod de investigat

$$\frac{\partial U_c}{\partial U_f} = -R_s \frac{\partial i_s}{\partial U_f} = \frac{\mu_{f1}}{1 + \frac{R_{a1}}{R_1}} \cdot \frac{R_s}{R_1 + R_2 + R_s} \cdot$$

$$\cdot \frac{A - \mu_f^* + x\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)(\mu^{*\prime} - \mu_f^*)}{A - \gamma\left(\frac{A}{\rho} + 1\right) + x\left[A + \frac{\mu^{*\prime}}{\rho} - \gamma\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)\left(1 + \frac{\mu^{*\prime}}{\rho}\right)\right]} \tag{26}$$

unde A, ρ, μ^*, μ_f^* au semnificațiile din partea I a lucrării, iar

$$\left.\begin{aligned} \mu^{*\prime} &= \frac{\mu_2 + 1}{\mu_1 + 1}, \\ \gamma &= \frac{R_1 R_2}{(R_1 + R_2 + R_s)(R_1 + R_{i1})}, \\ x &= R_c \frac{G_1 + S_1}{1 + G_1 R_1}. \end{aligned}\right\} \tag{27}$$

Dacă în (26) se trece la limită pentru $R_s \to \infty$ ($\gamma \to 0$) se regăsește expresia precedentă (19). De fapt subsistă o diferență în ceea ce privește μ^* și x față de μ^* și x din calculul precedent; aceasta rezidă în folosirea valorilor exacte de astădată pentru tensiunile anodice, valori date de formulele (24).

Ne propunem să stabilim în ce măsură prezența unei rezistențe $R_s \neq \infty$ între anode modifică comportarea calitativă a schemei.

Semnul derivatei funcției (26) este dat de expresia

$$\left[A - \gamma\left(\frac{A}{\rho} + 1\right)\right]\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)(\mu^* - \mu_f^*) - (A - \mu_f^*)$$

$$\left[A + \frac{\mu^{*\prime}}{\rho} - \gamma\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)\left(1 + \frac{\mu^{*\prime}}{\rho}\right)\right] =$$

$$= (\mu^{*\prime} - A)\left[A + \frac{\mu_f^*}{\rho} - \gamma\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)\left(1 + \frac{\mu_f^*}{\rho}\right)\right].$$

Paranteza pătrată este permanent pozitivă.

Într-adevăr

$$A + \frac{\mu_f^*}{\rho} - \gamma\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)\left(1 + \frac{\mu_f^*}{\rho}\right) > A + \frac{\mu_f^*}{\rho} - \frac{\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)\left(1 + \frac{\mu_f^*}{\rho}\right)}{\left(1 + \frac{R_{i1}}{R_1}\right)\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)} =$$

$$= \frac{\frac{R_{i2}}{R_2} + \frac{\mu_f^*}{\rho} \cdot \frac{R_{i1}}{R_1}}{1 + \frac{R_{i1}}{R_1}}.$$

În consecință semnul derivatei este determinat asemănător cazului simplificat, de mărimea $A\mu^{*\prime} - 1$. Cum totdeauna putem alege arbitrar tubul de referință vom presupune îndeplinită inegalitatea $A\mu^{*\prime} - 1 > 0$.

Astfel regăsim cele 3 cazuri întîlnite în partea I.

$$\left.\begin{array}{l}\text{Curba I} \quad \mu^{*\prime} > A > \mu_f^{*}\ ^{*}),\\ \text{Curba II} \quad \mu^{*\prime} > \mu_f^{*} > A,\\ \text{Curba III} \quad \mu_f^{*} > \mu^{*\prime} > A,\end{array}\right\} \quad \left(\mu^{*\prime} = \frac{\mu_2 + 1}{\mu_1 + 1}, \quad \mu_f^{*} = \frac{\mu_{f2}}{\mu_{f1}}, \quad A = \frac{1 + \dfrac{R_{i2}}{R_2}}{1 + \dfrac{R_{i1}}{R_1}}\right). \tag{28}$$

Conchidem că prezența unei rezistențe finite de sarcină nu modifică limitele de apariție a celor 3 comportări distincte ale schemei la perturbații în tensiunile de alimentare.

III. Să trecem la fixarea cîtorva concluzii.

Vom începe cu cazul perturbației anodice, încercînd să punem cele stabilite pînă acum în legătură explicită cu abaterile relative ale parametrilor μ și R_i. Acest lucru interesează în cazul unor sarcini anodice identice $\rho = 1$.

Folosim pentru transcrierea și interpretarea rezultatelor precedente noi expresii pentru $\mu^{*\prime}$ și A

$$\mu^{*\prime} = \frac{\delta + \mu^{*}}{\delta + 1}, \text{ cu } \delta = \frac{1}{\mu_1},$$

$$A = \frac{\varepsilon + r}{\varepsilon + 1}, \text{ cu } \varepsilon = \frac{R_1}{R_{i1}} \text{ și } r = \frac{R_{i2}}{R_{i1}}.$$

Adoptăm ipoteza suplementară

$$\delta \leqslant \varepsilon,$$

echivalentă cu

$$R_1 S_1 \geqslant 1,$$

în mod obișnuit practic verificată.

În plus, vom observa că funcția

$$\frac{x + r}{x + 1}$$

este monoton crescătoare sau descrescătoare în domeniul valorilor pozitive ale variabilei x, după cum $1 - r \gtrless 0$.

---

*) Din cauza independenței fenomenului de alegerea tubului de referință fiecare din șirurile de inegalități (28) trebuie înțeles ca fiind prevăzut cu dublu semn, de exemplu $\mu^{*\prime} \gtrless A \gtrless \mu_f^{*}$, cu convenția acceptării fie a semnelor superioare, fie a celor inferioare.

1. Regimul destabilizator I ($\mu^{*\prime} > A > 1$)

Condiția de existență se transcrie astfel

$$\frac{\delta + \mu^*}{\delta + 1} > \frac{\varepsilon + r}{\varepsilon + 1} > 1$$

și în baza celor de mai sus se găsește

$$\frac{\delta + \mu^*}{\delta + 1} \gtrless \frac{\delta + r}{\delta + 1} > \frac{\delta + 1}{\delta + 1},$$

adică

$$\mu^* \gtrless r > 1.$$

Reciproc din $\mu^* > r > 1$, sau

$$\frac{\delta + \mu^*}{\delta + 1} > \frac{\delta + r}{\delta + 1} > 1,$$

deducem

$$\frac{\delta + \mu^*}{\delta + 1} > \frac{\varepsilon + r}{\varepsilon + 1} > 1,$$

adică

$$\mu^{*\prime} > A > 1.$$

Așadar $\mu^* > r > 1$ este o condiție suficientă dar nu necesară pentru cazul I.

2. Regimul stabilizator III ($1 > \mu^{*\prime} > A$)

Folosind aceleași indicații preliminare ca mai sus, vom putea scrie în acest caz

$$\frac{\delta + 1}{\delta + 1} > \frac{\delta + \mu^*}{\delta + 1} > \left(\frac{\delta + r}{\delta + 1}\right) > \frac{\varepsilon + r}{\varepsilon + 1},$$

deci condiția de existență implică

$$1 > \mu^* > r.$$

Dar această condiție nu este și suficientă deoarece din

$$1 > \frac{\delta + \mu^*}{\delta + 1} \gtrless \left(\frac{\varepsilon + r}{\varepsilon + 1}\right) > \frac{\delta + r}{\delta + 1},$$

rezultă

$$1 > \mu^{*\prime} \gtrless A.$$

Totodată se observă că pericolul trecerii în cazul destabilizator $1 > A > \mu^{*\prime}$ este cu atît mai mare, cu cît r are valori mai mici sau ε este mai mare în raport cu δ.

Așadar, disimetrii mai puternice în coeficienții de amplificare decît în rezistențe interne atrag un efect destabilizant (destul de slab de altfel)al reacției. Cînd disimetriile în rezistență internă sînt mai puternice decît cele în coeficienții de amplificare, se impune fie efectul stabilizant fie cel destabilizant; dacă disimetriile în rezistențe interne sînt deosebit de puternice, dacă disimetriile în rezistențe interne sînt apropiate ca valoare de cele în coeficienții de amplificare sau în sfîrșit cînd rezistențele de sarcină sînt suficient de mari, se instituie acțiunea destabilizantă. În circumstanțe contrare celor de mai sus se impune acțiunea stabilizatoare.

De remarcat este faptul că ambele cazuri I și III revendică abateri în același sens a parametrilor. Repetînd cele stabilite în partea I, să notăm că acțiunea stabilizatoare a cazului III este cu atît mai însemnată cu cît disimetriile în rezistențe interne sînt mai pronunțate în comparație cu cele în coeficienți de amplificare.

Acțiunea destabilizatoare a cazului I este mai accentuată cu cît disimetriile în coeficienți de amplificare sînt mai însemnate în raport cu cele în rezistențe interne.

3. Regimul stabilizator II ($\mu^{*\prime} > 1 > A$)

Regimul apare în condițiile unor abateri de sens opus la coeficientul de amplificare în raport cu rezistența internă $\mu^{*\prime} > 1 > r$. Repetînd cele stabilite în partea I, să notăm că apare un efect destabilizator la $R_e \to \infty$*) pentru disimetrii destul de mici în rezistență internă, cu atît mai pronunțat cu cît disimetriile în coeficienții de amplificare sînt mai mari.

Ca o observație generală, trebuie subliniat faptul că fenomenul în ansamblu avînd un caracter asimptotic în raport cu reacția (oricare ar fi perturbația), nu are sens folosirea unor rezistențe R_e prea ridicate ca valoare, cu atît mai mult cu cît este posibilă obținerea unui efect de sens contrar celui dorit (cazul II) și devine necesară folosirea unor surse de tensiune mai ridicată pentru compensarea căderilor de tensiune pe R_e.

Din analiza de mai sus se desprinde apariția unei comportări neobișnuite — destabilizatoare (sau parțial destabilizatoare) — la disimetrii relativ puternice în coeficientul de amplificare.

Dacă datele practice din literatură pledează pentru o acțiune stabilizatoare față de perturbația anodică, în aceeași literatură se afirmă ineficacitatea reacției considerate în reducerea efectului perturbațiilor în tensiunea de filament. Această concluzie decurge natural din existența celor 3 posibilități distinse în cursul lucrării, care în plus nu mai depind hotărîtor de sensul abaterii.

Într-adevăr, s-a văzut că la perturbația anodică abaterile de sens contrar ale parametrilor μ și R_i, și comportarea II se implică reciproc; la perturbația în tensiunea de filament abateri de sens contrar a acelorași parametri pot conduce pe lîngă cazul II de asemenea la cazurile I sau III ($\mu^{*\prime} > 1 > A > \mu_f^*$, $\mu_f^* > \mu^* > 1 > A$).

*) Adică alunecare superioară celei la reacție nulă.

Totodată aici apar 12 ordonări pentru abaterile relative ale parametrilor, ceea ce face mai nesigur efectul unei reacții*).

Din cele de mai sus se mai desprinde că rezultatele teoretice prevăd posibilitatea găsirii unor perechi de tuburi care să fie stabilizate prin reacție catodică. Indicația empirică (intîlnită în literatură) despre ineficiența stabilizării în raport cu filamentul, cu ajutorul exclusiv al acestei scheme, nu are valoarea absolută ci exprimă incertitudinea rezultatului.

Nu vom explicita cele trei cazuri în raport cu abaterile relative ale parametrilor, după cum am procedat la perturbația anodică, lucru care de fapt n-ar aduce nimic nou ca tratare.

Ne vom mulțumi să remarcăm că acele rezultate se pot extinde și pentru acest gen de perturbație cînd μ_f^* are valori suficient de apropiate de unitate. Oricare ar fi însă $\mu_f^* = \frac{\mu_{f2}}{\mu_{f1}}$ este valabilă afirmația că disimetrii importante în coeficienții de amplificare în raport cu disimetriile în rezistență internă atrag după sine o accentuare a caracterului destabilizant în cazul I și a celui stabilizant în cazul III. Destabilizarea la reacții puternice din cazul II se întărește pentru disimetrii pronunțate în coeficienții de amplificare în raport cu disimetriile în coeficienții de amplificare după filament; dacă aceste disimetrii sînt de sens opus, este suficient ca oricare din abateri să fie apreciabilă.

Într-o altă ordine de idei, să indicăm două particularități importante. Cu ajutorul expresiei (26) se pot justifica teoretic diferite metode de echilibrare în raport cu o perturbație de filament a montajului paralel. Pentru aceasta este suficient să observăm că numărătorul acelei expresii se anulează pentru o anumită valoare μ_f^*

$$\mu_{fo}^* = \frac{A + x\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)\mu^{*\prime}}{1 + x\left(1 + \frac{1}{\rho}\right)}. \tag{29}$$

Întrucît expresia din membrul drept este necondiționat pozitivă, există totdeauna, independent de valorile luate de $\mu^{*\prime}$, A, ρ, x,o valoare pentru μ_f^* care (anulînd pe (26)) echilibrează schema.

Introducerea unui potențiometru între filamente este adecvată acestei echilibrări (fig. 4). În ipoteza unei reacții puternice

$$\mu_{fo}^* \simeq \mu^{*\prime} \tag{30}$$

și potențiometrul acționează în esențial pentru stabilirea valorii de mai sus a lui μ_f^*.

*) De exemplu cazul I, $\mu^{*\prime} > A > \mu_f^*$, poate apărea în următoarele patru circumstanțe: $\mu^* > A > \mu_f^* > 1$, $\mu^{*\prime} > A > 1 > \mu_f^*$, $\mu^{*\prime} > 1 > A > \mu_f^*$, $1 > \mu^{*\prime} > A > \mu_f^*$.

Dacă acceptăm că rezistența internă crește cu scăderea tensiunii de filament, variația lui A inerentă operației indicate converge către același efect.

Tot sub formă de corolar al relației (26) se prezintă montajul *compensării catodice* a variației tensiunii de filament. Acest montaj asigură constanța tensiunii pe sarcina R (fig. 5); el se poate integra în tipul studiat dacă observăm că tensiunea utilă culeasă între punctul 1 și masă este

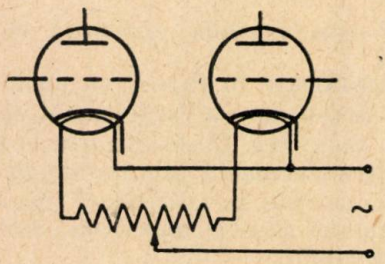


Fig. 4

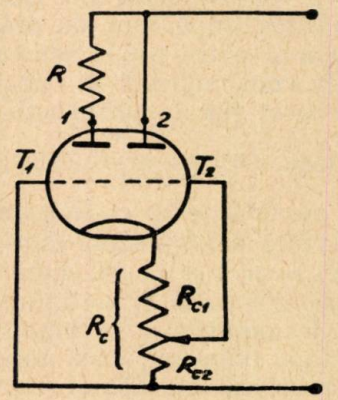


Fig. 5

identică în ceea ce privește efectul perturbației, cu tensiunea între punctele 1 și 2. Este deci vorba de un caz particular: $R_2 = 0$, $R_1 = R$. A devenind ∞, inegalitățile (28) ne indică eliminarea cazului I destabilizator. Inegalitatea rezistentelor de reacție pentru cele 2 tuburi conduce la un montaj echivalent (fig. 1) cu rezistență de reacție R_c și o pantă echivalentă a tubului T_2 egală cu $S_2 \frac{R_{c1}}{R_c}$. Particularizînd în consecință (26) conform cu cele stabilite, găsim

$$\frac{1 + \frac{R_{i1}}{R_1}}{\mu_{f1}} \cdot \frac{\partial U_e}{\partial U_f} = \frac{1 + \sigma \left(\frac{\mu_2 \frac{R_{c1}}{R_c} + 1}{\mu_1 + 1} - \mu_f^* \right) x}{1 + \left(1 + \sigma \frac{\mu_2 \frac{R_{c1}}{R_c} + 1}{\mu_1 + 1} \right) x}$$

cu

$$\sigma = \frac{G_2}{G_1} (1 + R_1 G_1).$$

Se verifică ușor că numărătorul primei expresii se anulează pentru următoarea valoare a rezistenței R_{c2}:

$$R_{c2} = \frac{1}{S_2} - R_c \left(\mu_f \frac{\mu_1 + 1}{\mu_2} - \frac{\mu_2 + 1}{\mu_2} \right) \sim \frac{1}{S_2} - R_c \left(\frac{\mu_f}{\mu} - 1 \right). \quad (31)$$

În presupunerea că o dată cu scăderea lui R_{c2} (la R_c dat) crește negativarea și deci se micșorează panta tubului T_2, într-o primă aproximație a constanței coeficienților de amplificare, membrii stîng și drept din (31) au variații convergînd către stabilirea aceleiași egalități*).

IV. Partea teoretică, mai mult calculatorie, care a precedat nu recurgea la nici un fel de ipoteze susceptibile de verificări experimentale. Cu toate acestea s-au efectuat unele verificări practice ale rezultatelor obținute, pentru cazul mai simplu al perturbației anodice.

Experimentarea trebuia efectuată în regim liniar, apelînd la perturbații de valoare suficient de redusă, pentru ca teoria să fie verificată în limitele de valabilitate ale ipotezelor inițiale. În această situație efectul unei perturbații de curent continuu. cu folosirea unui instrument de măsură în diagonala de ieșire, ar fi fost mascat de perturbațiile interne puternice ale tuburilor. Întrucît numai perturbațiile interne de curent continuu sînt supărătoare, s-a recurs la introducerea unei tensiuni sinusoidale în serie cu alimentarea plăcilor (fig. 6) urmărindu-se întreg fenomenul în curent alternativ. Efectul acestei perturbații poate fi astfel ușor separat capacitiv la intrarea într-un osciloscop catodic de perturbațiile de curent continuu parazite. Singura condiție ce se impune pentru ca perturbația sinusoidală să reprezinte fidel o perturbație de curent continuu este reducerea la minim a caracterului reactiv al schemei. În acest scop s-a ales o frecvență de 50 Hz), pentru care capacitățile parazite sînt neglijabile, și condensatori C_1, C_2 de valoare mare (sute de μF).

Orice experimentare trebuie să satisfacă cerința constanței parametrilor tuburilor — deci menținerea punctului de funcționare. Schema din figura 6 îndeplinește acest deziderat. Într-adevăr grupul format din R'_c,

---

*) Profităm de acest prilej pentru a aduce obiecții deducerii valorii rezistenței R_{c2}, deducere obișnuit reprodusă în literatură. Ne vom referi la ipotezele neexplicitate care stau la baza acelei deducții.

Prima ipoteză — de altfel adoptată tacit — este că dacă tensiunea totală echivalentă din circuitul grilei primului tub se păstrează aceeași, curentul prin T_1 se va menține constant [2]. Este ușor de văzut că o asemenea afirmație atrage încălcarea legii II a lui Kirchhoff, creșterea căderii de tensiune pe rezistența R_c nefiind echilibrată de nici o f.e.m. (constanța curentului prin tubul T_1 și a tensiunii echivalente pe grila acestuia atrag invarianța tensiunii pe tub).

Cît privește a doua ipoteză, limitele valabilității acesteia de asemenea se trec sub tăcere. Este vorba de a asimila perturbația în tensiunea de filament a celor *două* tuburi printr-o tensiune echivalentă *unică* în circuitele de grilă ale acestora [1], [2]. Dacă orice gen de perturbație poate fi înlocuit ca efect printr-o perturbație de o anumită valoare în circuitul de grilă, pentru două tuburi, chiar dacă perturbațiile primitive sînt identice, egalitatea perturbațiilor echivalente de grilă poate fi admisă numai într-un singur caz și anume, cînd raportul $\frac{S}{S_f}$ pentru ambele tuburi este același (afirmație ușor controlabilă).

În acest sens expresia (31) este absolut generală ; ea trece în

$$R_{c2} = \frac{1}{S_2} \tag{32}$$

dacă ne situăm în ipoteza a doua $\mu_f^* = \mu^*$ (riguros, mai este necesar ca $\mu_1 = \mu_2$ și deci $\mu_{f1} = \mu_{f2}$)

Acest ultim rezultat încă nu coincide cu rezultatul dat în [1] în care figurează panta dinamică (nu panta statică S_2) a celui de al doilea tub. Inexactitatea rezultatului din lucrarea amintită provine din prima ipoteză, valabilă numai într-o primă aproximație.

R_c'' și C_1 asigură modificarea rezistenței de reacție în regim alternativ fără ca tensiunile de grilă și de placă să varieze.

Autorul și-a propus cu ajutorul acestei scheme să verifice calitativ inegalitățile (28). Întrucît obținerea celor 3 cazuri distincte necesită încercarea unui număr mare de tuburi pînă la găsirea unei perechi avînd parametrii corespunzători cazului de reprodus, s-a apreciat ca mult mai expe-

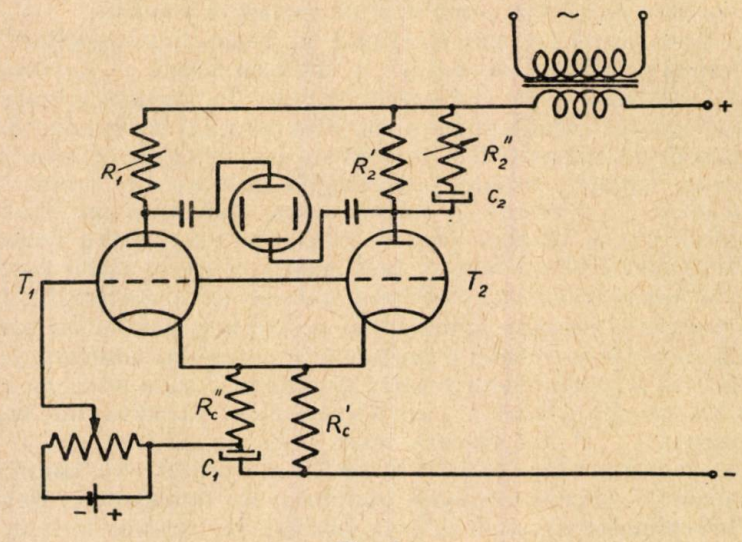


Fig. 6

ditivă calea modificării mărimii A, ce intră nemijlocit în condițiile de existență. Utilizînd astfel o singură pereche de tuburi și modificînd rezistența de sarcină R_2 se pot obține valori pentru A corespunzînd la fiecare din comportări. Fie, pentru fixarea ideilor $\mu^{*\prime} < 1$, atunci începînd cu valori din ce în ce mai mari pentru R_2, A va trece prin valori scăzătoare și va străbate pe rînd toate situațiile $A > 1 > \mu^{*\prime}$, $1 > A > \mu^{*\prime}$, $1 > \mu^{*\prime} > A$ (dacă R_1 și R_2 sînt potrivit aleși) ce determină comportările II, I, respectiv III.

Pentru a nu schimba regimul de funcționare al montajului se modifică numai în alternativ rezistența de sarcină a tubului T_2 (grupul R_2', R_2'', C_2), în curent continuu impedanța de sarcină a acestui tub fiind o rezistență constantă R_2'.

Trebuie remarcat că folosind această schemă, cel mai dificil de reprodus este comportarea III, de fapt și cea mai cunoscută. Într-adevăr rezistența de sarcină anodică în regim sinusoidal variază aproximativ între valorile 0 și R_2' și corespunzător A între ∞ și A_{min}. Este posibil însă ca $A_{min} > \mu^{*\prime}$, și cazul III să nu poată fi atins. Alegînd $R_2' > R_1$ pentru ca rezistența de sarcină în alternativ a tubului T_2 să poată fi făcută atît mai mare cît și mai mică decît cea a tubului T_1, tensiunea anodică pe T_2

devine inferioară tensiunii pe T_1 și deci crește probabilitatea pentru ca $\mu^{*\prime} = \frac{\mu_2 + 1}{\mu_1 + 1} < 1$*).

Experiența efectuată a cuprins următoarele puncte și rezultate:

1. Pornind de la o punte adusă la echilibru se crește rezistența R_c''. Se constată apariția unei alunecări (tensiuni de ieșire) crescătoare.

2. Se modifică rezistența R_2'' într-un sens (de obicei spre valori mai mici), ceea ce dezechilibrează puntea. Ne aflăm în cazul unei erori nenule. Crescînd reacția se constată scăderea alunecării, apoi anularea ei, ca la o continuare a creșterii reacției ea să reapară și să se mărească treptat.

3. La o dezechilibrare a punții în sens invers față de punctul precedent, se observă o comportare diferită după cum dezechilibrul produs este mai puternic sau mai slab. La dezechilibru mic reacția provoacă creșterea alunecării; la dezechilibre accentuate mărirea reacției scade alunecarea. În ultimul caz efectul de reducere este cu atît mai important cu cît dezechilibrul este mai mare.

Evident punctul 1 reprezintă cazul particular al curbei I (fig. 2) parnind din originea axelor. Punctul 2 reproduce curba II, iar punctul 3 curbele I și III.

О СТАБИЛИЗАЦИИ НУЛЯ ПУТЕМ ОБЩЕЙ РЕАКЦИИ В ПАРАЛЛЕЛЬНО УРАВНОВЕШЕННЫХ СХЕМАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей статье рассматривается реакция уравновешенной мостиковой схемы на изменения напряжений анодного питания и накала. Точный расчет приводит к установлению трех возможных решений этого вопроса, причем каждое из них обусловлено выполнением одного из условий (28). Таким образом различаются: действие, ухудшающее стабильность, действие, улучшающее стабильность и промежуточное. Последнее позволяет полное устранение сдвига нуля, при изменениях напряжений E_a, U_f. Это обстоятельство ставится в связь с известными практическими способами уравновешивания по отношению к напряжению накала, причем получаются одинаковые результаты для обоих видов помех.

SUR LA STABILISATION DU NEUTRE PAR RÉACTION COMMUNE DANS LES SCHÉMAS ÉQUILIBRÉS EN PARALLÈLE

(RÉSUMÉ)

L'article étudie la manière dont le schéma équilibré en pont se comporte au cours de variations des tensions d'alimentation (E_a, U_f). Un calcul exact permet d'établir trois manières possibles, dont l'apparition est

*) Ipoteza $\mu^{*\prime} > 1$ conduce la o probabilitate mai redusă de apariție a cazului II.

déterminée, dans chaque cas, par la réalisation de l'une des conditions (28). On y distingue : un effet déstabilisant (pertubateur), un effect stabilisant et, enfin, un effet intermédiaire. Le dernier cas permet l'annulation totale du glissement du zéro à cause de la variation des tensions E_a, U_f. Ce fait est associé aux procédés pratiques connus d'équilibrage par rapport à la tension de filament, et l'on donne des résultats unitaires pour les deux genres de perturbations.

BIBLIOGRAFIE

1. L. I. Baida şi A. A. Semenkovici. *Amplificatoare electronice de curent continuu* Ed. Energetică de Stat, Bucureşti, 1955.
2. * * * *Vacuum Tube Amplifiers*. Ed. G. E. Valley, H. Wallman Mc Graw-Hill Book Co., New York - Toronto - Londra, 1948.

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ ÎN ANUL 1956

SECȚIA ENERGETICĂ GENERALĂ

Pentru a putea ataca cu succes problemele de raționalizare a consumului de energie, acestea trebue în prealabil stabilite și normate. În acest scop, Institutul de energetică pentru a veni în ajutorul celor ce se ocupă cu astfel de probleme, a întocmit o lucrare în care sînt cuprinse metode practic aplicabile pentru stabilirea și normarea consumului specific de energie electrică în industrie. În afară de aceasta, în lucrări separate pentru diverse sectoare industriale, în urma analizării amănunțite a procesului tehnologic și a consumului de energie electrică s-au dat pe lîngă metoda de stabilire și indicații pentru reducerea consumului specific de energie electrică. Astfel prin aplicarea măsurilor propuse într-unul din studii, consumul specific de energie electrică se poate reduce cu circa 14%.

În anul 1956 continuînd studiul consumurilor specifice de energie în industrie s-au cercetat:

— Consumul de energie la un cuptor de 5 tone pentru oțel electric de la Uzinele 23 August;

— Consumul de aer comprimat în industria minieră din Valea Jiului;

— Determinarea consumului de energie termică în perioada de iarnă la Uzinele Ianoș Herbak;

— Studiul consumului specific de energie termică la fabrica de hîrtie și celuloză N. Bălcescu din Zărnești (etapa de vară).

Din toate aceste lucrări nu au lipsit măsurătorile experimentale realizîndu-se în acest fel o legătură strînsă cu activitatea practică.

Cunoașterea resurselor hidroenergetice ale țării în vederea unei cît mai juste și totodată economice utilizări a lor prin planul de electrificare este de asemenea o problemă importantă pentru economia națională.

Stabilirea metodicii pentru inventarierea acestor resurse a constituit o preocupare a Institutului de energetică.

Într-o lucrare întocmită în acest scop este redată metodica stabilirii potențialului hidroenergetic al țării.

În problema — energetica agricolă și rurală — s-a realizat un studiu de termoficare a unei unități zootehnice.

S-a cercetat de asemenea problema alegerii raționale a schemelor electrice.

SECŢIA TERMOENERGETICĂ

Aspectul general al cercetărilor întreprinse în cadrul Secţiei, a oglindit preocuparea în fază incipientă de delimitare a problemelor termoenergetice de interes naţional şi de rezolvare a acestora în sensul găsirii unor soluţii optime, tehnice şi economice, pentru activitatea şi orientarea energetică a industriei.

Astfel, sectorul de ardere s-a preocupat de problema găsirii unui tip de grătar care să asigure o ardere intensivă şi eficace a ligniţilor în strat. În vederea rezolvării acestei teme s-au efectuat încercări de ardere a ligniţilor pe trei tipuri caracteristice de grătare : catenar, cu împingere superioară şi cu împingere răsturnată (Martin). Cercetările au urmărit să stabilească comportarea ligniţilor în diferite regimuri de funcţionare a acestor grătare, în scopul stabilirii domeniului de utilizare al acestora.

În afară de studiul procesului de ardere axat pe măsurarea parametrilor săi fizico-chimici s-a urmărit aducerea unor îmbunătăţiri a instalaţiilor respective prin propunerile de ameliorare făcute de colectiv.

Încercările efectuate pe grătarul cu împingere răsturnată de la Anina, au confirmat unele păreri susţinute anterior de cercetătorii noştri în ceea ce priveşte eficacitatea arderii ligniţilor în strat răscolit. Rezultatele obţinute, au fost expuse public în cadrul unei consfătuiri tehnico-ştiinţifice, ce a avut loc în luna decembrie 1956. Această consfătuire a atras atenţia asupra avantajelor arderii ligniţilor din R.P.R. în strat răscolit şi a deschis calea realizării industriale a acestui tip de grătar.

Paralel cu aceasta în luna martie 1956, s-a terminat utilarea bazei *focarul experimental*. Încercările de ardere efectuate cu turbă şi ligniţi au dus la rezultate asupra condiţiilor în care turba poate fi arsă pe instalaţii existente de acest fel. În ceea ce priveşte arderea ligniţilor s-a confirmat concluzia expusă anterior asupra superiorităţii arderii în strat răscolit.

De asemenea, s-a demonstrat superioritatea ligniţilor de Rovinari faţă de cei de Filipeştii de Pădure.

Pe plan teoretic sînt de menţionat lucrările originale asupra pierderilor ireversibile ale arderii şi asupra aspectelor specifice ale arderii ligniţilor din R.P.R.

Sectorul de gaze naturale a avut de asemenea o activitate fructuoasă în anul 1956. S-a terminat şi dat în exploatare *staţia experimentală Saroş* unde s-a instalat un banc experimental cu o turbină de trecere pentru gazul metan, un turbinator frigorific de tip industrial şi un compresor cu jet de tip experimental. Cercetările efectuate de aceste instalaţii au adus valoroase rezultate pentru utilizarea industrială a acestor categorii de instalaţii. Ca un prim aport al acestor rezultate citãm construcţia şi darea în folosinţă a încă 6 compresoare cu jet în afară de cele 9 compresoare deja existente în industrie. Menţionăm numai unul din avantajele acestei instalaţii : 2/3 din debitul de gaze naturale ce alimentează capitala trece prin instalaţiile de compresor cu jet propuse de colectiv.

Lucrările sectorului de gaze au fost viu discutate şi apreciate în cadrul consfătuirii privitoare la utilizarea energetică a gazelor naturale înainte de chimizarea lor, consfătuire ce a avut loc în luna octombrie 1956.

Cercetările privitoare la cazanul Vuia s-au îndreptat spre punerea la punct a prototipului de cazan de 1 t/h în vederea determinării funcţionării de regim şi a unor studii de transmiterea căldurii. De asemenea s-a studiat şi proiectat un injector special pentru combustibili lichizi, s-a construit un condensator cu picurare pentru asigurarea apei de alimentare a cazanului.

Colectivul de termoficare şi-a încheiat lucrările în prima jumătate a anului 1956. Studiile teoretice şi tehnico-economice prezentate de acest colectiv în decursul activităţii sale de mai

bine de 5 ani au contribuit la delimitarea acestei probleme în cadrul economiei R.P.R. şi au folosit la proiectarea instalaţiunilor de termoficare din ţara noastră.

O altă temă de cercetare a fost constituită de problema arderii fără flacără. În această problemă s-au proiectat şi construit arzătoare ceramice speciale care în momentul de faţă sînt în stare de experimentare.

SECŢIA DE MOTOARE CU ARDERE INTERNĂ

S-au studiat o serie de probleme pentru care, paralel cu munca de documentare, a trebuit să se amenajeze baza materială în scopul cercetării lor experimentale.

În problema *Studiul experimental al reducerii cifrei octanice a benzinelor auto* s-a amenajat un banc complex şi un şasiu experimental pentru studiul motorului ZIS—120. În acest mod s-au făcut determinări asupra influenţei dozajului, avansului şi sarcinei asupra apariţiei detonaţiei la acest motor, precizîndu-se regimurile detonante, atît pe cale cît şi la banc. Rezultatele obţinute indică necesitatea măririi cifrei octanice a combustibililor auto actual folosiţi pentru a putea utiliza fără detonaţie tot domeniul de putere al motorului ZIS-120.

În problema *Studiul mijloacelor de pornire de la rece la motorul de tractor KD-35* s-au stabilit proporţiile necesare de acceleratori pentru pornirea cu demarorul de inerţie, şi s-au făcut şi încercările de pornire. În acest mod s-a dat problemei o soluţie, urmînd a se studia acum realizarea sa practică pentru industrie.

În problema studiului motoarelor MR-15 şi MR-40 s-au indicat caracteristicele acestor motoare şi la încercările de durată au apărut o serie de deficienţe constructive ale motoarelor care au fost semnalate fabricii.

SECŢIA TEHNOLOGIA COMBUSTIBILILOR SOLIZI

Politica combustibililor în ţara noastră are ca obiect înlocuirea combustibililor de calitate — lemn şi petrol — prin combustibili solizi inferiori — ligniţi — ale căror rezerve se ridică la circa 50 % din totalul rezervelor de cărbuni. Întrucît însă acest combustibil este viciat de la origină prin marele conţinut de steril (30—50 %), s-a pus problema folosirii lui după o epurare corespunzătoare.

Secţia de tehnologia combustibililor solizi din Institutul nostru a reuşit să soluţioneze acest aspect al problemei prin reducerea conţinutului de cenuşă pînă la 15—17 % cu o recuperare de ordinul 50—60 %, aplicînd prepararea cu lichide dense. Pînă în prezent s-au studiat zăcămintele de la Derna Tătăruş şi Rovinari.

Pe aceeaşi linie de înlocuire a combustibililor de calitate s-a mers şi prin folosirea gazului obţinut prin gazeificarea combustibililor solizi inferiori. Pentru prima dată în ţară s-a reuşit construirea — pe baza contribuţiei ştiinţifice a aceleiaşi secţii — gazogenelor pentru producerea de gaz mixt, necesar energiei calorice pentru fabricile de materiale ceramice şi de construcţie.

În legătură cu lărgirea bazei materiale pentru producerea de energie calorică, secţia a reuşit, prin valorificarea pe calea brichetării, să includă în resursele termo-energetice ale ţării o serie de deşeuri agricole ca stuf, rumeguş, coji de seminţe oleaginoase, obţinînd brichete de calitate cu o putere calorifică de peste 4000 kcal/kg dintr-un material fără utilizare, ba chiar oneros, şi care se ridică la peste 2 000 000 tone/an.

Secţia de tehnologia combustibililor solizi a mai realizat, pentru prima dată în ţară, o lucrare, cuprinzînd date chimico-tehnice şi tehnologice cu privire la toate zăcămintele de combustibili solizi din R.P.R. Aceste date vor folosi acelora care, într-un mod oarecare, vor fi puşi în situaţia să utilizeze aceşti combustibili fie în procese tehnologice, fie în scopuri termo-ener-

getice, dîndu-le astfel posibilitatea să cunoască materialul cu care urmează să lucreze. Această lucrare anticipează întocmirea capitolului referitor la combustibilii solizi din marele atlas al resurselor energetice ale țării și reprezintă primul pas în această direcție.

SECȚIA ELECTROENERGETICĂ

Printre cele mai de seamă realizări ale secției de electroenergetică, menționăm următoarele:

S-a proiectat o stație de impuls de tensiune, de către colectivul de înaltă tensiune.

În sectorul de rețele și sisteme electrice s-au făcut o serie de experiențe în legătură cu supratensiunile prelungite în rețelele cu neutrul izolat; rezultatele obținute au confirmat concluziile obținute pe cale teoretică în anul precedent.

O metodă grafică pentru calculul stabilității statice elaborată în anul trecut de ing. P. Dimo a fost extinsă pentru calculul stabilității dinamice. S-au executat o serie de alte studii în domeniul stabilității sistemelor electrice.

În cursul anului 1956 s-a terminat execuția generatorului model și a modelului de linie, făcînd parte din modelul dinamic pentru sistemele electrice. S-a realizat o schemă care este în curs de experimentare.

La tema privind studiul posibilității realizării redresoarelor cu contacte utilizînd materiale magnetice indigene, în urma studiilor teoretice și experimentale s-au putut trage concluzii precise referitor la posibilitatea construirii unor asemenea aparate cu materiale magnetice indigene.

În cadrul colectivului de automatizări s-au proiectat o serie de elemente dintr-un simulator și s-a început execuția unora din aceste elemente. Mai trebuie remarcată o lucrare originală a ing. M. Popov, referitoare la stabilitatea sistemelor de reglare neliniare, care pune într-o lumină nouă această problemă actuală și dificilă.

Concluziile teoretice obținute în studiul mașinilor electrice cu inductanță variabilă vor fi supuse verificării pe un prototip de ciocan electric în curs de terminare.

INZESTRAREA LABORATOARELOR INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ ÎN ANUL 1956

În anul 1956 a fost dat în folosință pavilionul de termoenergetică, inaugurat într-un cadru festiv la 8. XII. 1956. Prevăzut cu un laborator de termodinamică, unul de transmiterea căldurii și unul de chimie, noul pavilion este înzestrat cu utilaje și aparatură modernă. Deși deocamdată insuficientă, utilarea laboratoarelor crește zi cu zi.

Tot în cadrul secției de termoenergetică, au fost puse în funcțiune în acest an o serie de baze experimentale semiindustriale:

— un focar experimental destinat cercetării arderii cărbunilor pe grătare;

— un cuptor experimental, care va permite studiul arderii cu recirculație la cuptoare industriale și răcirea prin evaporare a cuptoarelor;

— stația experimentală de la Saroș pentru cercetarea gazelor naturale, unde s-a instalat un banc experimental cu o turbină de trecere pentru gazul metan, un turbinator frigorific de tip industrial și un compresor cu jet de tip experimental.

În cadrul secției de mașini termice a fost pusă în funcțiune o stație de încercări de durată, cu un banc pentru motor cu aprindere prin scînteie (MR—15), un banc pentru motor cu aprindere prin compresie (RD—35). S-a montat de asemenea un motor sovietic de cifră octanică, care a fost transformat în motor experimental pentru studiul, în special, al fenomenelor de ardere.

În legătură cu utilarea laboratoarelor secției de electroenergetică, s-a amenajat laboratorul de mașini electrice, s-a realizat o platformă mare pentru acest laborator și s-a achiziționat o stație de acumulatoare, s-a început amenajarea unei săli pentru stația de impuls de tensiune.

Energetski izvori Jugoslavie. Vol. I. Vodne snage

(Resursele energetice ale Jugoslaviei. Vol. I. Resursele hidroenergetice), Comitetul Național a Conferinței Mondiale a Energiei, Belgrad, 1956, 456 pag.

Lucrarea de un înalt nivel științific a fost publicată de către Comitetul Național Jugoslav a Conferinței Mondiale a Energiei.

Textul se dă paralel în limbile sîrbă și engleză, iar la sfîrșitul părții se dau rezumate în limbile franceză, rusă, spaniolă, germană și italiană.

Date de bază au fost obținute din studiile Institutului Hidrotehnic *Ing. Jaroslav Cerni* Belgrad.

Lucrarea cuprinde două părți :

Partea I — *Metodele de cercetare a resurselor hidroenergetice.*

Partea a II-a — *Resursele hidroenergetice ale Jugoslaviei.*

Partea I — Metoda de cercetare — constituie teza de doctorat a ing. Vujica Jevdevic, susținută în 1955 la Academia de Științe Sîrbe. În cele XI capitole ale părții întîia se dau bazele metodologice necesare la inventarierea resurselor hidroenergetice. Se dau rezultatele cercetărilor care au fost întreprinse de autor și de către institutele de specialitate din Jugoslavia în perioada 1949—1954.

În introducere se analizează problema dinamicii consumurilor de energie electrică și posibilitatea acoperirii lor de către diferite surse, atît pentru Jugoslavia cît și pentru diferite țări, fapt care permite să se obțină expresia experimentală a creșterii producției energetice anuale de calcul. Din analiza situației în Jugoslavia și a dinamicei consumurilor, se conclude că jumătatea a doua a secolului al XX-lea se va caracteriza printr-o intensă construcție de centrale hidroelectrice. De aceea se impune studiul cantitativ și calitativ al resurselor hidraulice ale țării, fapt ce are o importanță economică primordială.

O atenție deosebită este acordată clasificării potențialului hidroenergetic disponibil. Se definesc următoarele aspecte ale potențialului hidroenergetic total.

a) Potențialul precipitațiilor, adică energia pe care o primește bazinul din precipitații, mărimea ei fiind determinată de grosimea stratului care determină căderile. S-au trasat izoliniile potențialului precipitațiilor care permit clasificarea bazinelor după această caracteristică.

b) Al doilea aspect al potențialului hidroenergetic este acela provenit din totalul apelor care se scurg pe suprafața bazinului, inclusiv potențialul apelor concentrate sub forma de cursuri de apă. Acesta este potențialul precipitațiilor redus prin coeficientul de scurgere. Se dau izolinii ale potențialului bazinului și izolinii ale coeficientului de scurgere.

c) Al treilea potențial este definit acela corespunzător cursurilor de apă și se divide la rîndul său în două categorii : prima categorie este potențialul corespunzător volumului total de apă scurs, iar a doua categorie este potențialul corespunzător debitelor mai mici decît debitul mediu.

În afară de aceste categorii de potențial care constituie limita teoretică superioară, se definește și energia hidroelectrică economic utilizabilă. Se pornește de la punctul de vedere că trebuie luate limitele superioară și inferioară a potențialului disponibil și în aceste limite se va aprecia cea mai probabilă valoare a energiei economic utilizabilă. Anul reprezentativ pentru determinarea energiei economic utilizabile nu trebuie să fie același cu anul de calcul a energiei disponibile.

Aici trebuie remarcat faptul că nu se face deosebire între potențialul hidroenergetic economic și cel tehnic amenajabil, cum se obișnuiește la noi. Acesta este just, deoarece nu se poate găsi o limită bine precizată între potențialul economic și tehnic amenajabil.

Un capitol este consacrat caracteristicilor hidrologice și topografice necesare la studiul resurselor hidraulice. Se arată că exactitatea calculului acestora depinde de precizia determinării debitelor, deoarece căderile nu introduc erori apreciabile în calcule. Alte probleme care se analizează în prima parte a lucrării recenzate se referă la studiul curbelor de asigurare a debitelor și puterilor. În afara parametrilor cunoscuți C_v, C_s, C_r se mai definește și coeficientul de uniformitate a debitelor care este

$$R = t_p \cdot \alpha,$$

în care t_p = asigurarea debitului mediu (ca număr adimensional),

$\alpha = \frac{Q_{med}}{Q_p}$ adică raportul între volumul de apă corespunzător tuturor debitelor sub valoarea debitului mediu și volumul total rezultat din curba de asigurare.

Pe baza studiului cadastrului hidroenergetic al cursurilor de apă se studiază și repartiția elementelor debit cădere și putere specifică de-a lungul rîurilor și se trag concluzii privitoare la zonele de maximum ale puterilor specifice.

O altă caracteristică a resurselor hidraulice este repartiția debitelor în cursul anului. Se indică parametrii care pot fi utilizați pentru aceasta. Se ajunge la concluzia că utilizarea valorilor medii lunare ale debitelor poate duce la erori însemnate și de aceea nu se recomandă.

Repartiția debitelor între ani se analizează pe baza curbelor de asigurare și a parametrilor acestora.

Ca rezultat al studiului hidrografelor și a curbelor de asigurare se arată posibilitatea compensării reciproce a debitelor pe baza decalajului între perioadele apariției debitelor maxime și minime la diferite rîuri.

Se arată modul de alegere a rîurilor care să prezinte maximul de compensare reciprocă.

În încheierea părții întîi se dau diagramele înălțime-debite (Q. H) care permit determinarea simplificată a potențialului hidroenergetic.

Partea a II-a a lucrării — *Potențialul hidroenergetic jugoslav* — se referă la studiul propriu-zis, întocmit pe baza metodologiei stabilite în prima parte.

Se dau caracteristicile fizico-geografice ale principalelor bazine de recepție și se face o raionare a teritoriului țării după aceste caracteristici. Ca rezultat al calculelor efectuate s-au obținut valorile potențialului hidroenergetic al tuturor bazinelor (33 bazine).

Potențialul economic amenajabil se cifrează la 66 miliarde kWh și se repartizează după cum urmează :

bazinul	Marea Neagră (Dunăre și afluenți)	65 %
,,	Marea Adriatică	29 %
,,	Marea Egee	6 %.

Se disting următoarele diviziuni ale acestei părți a studiului :

Primul punct cuprinde descrierea bazinului, poziția, dimensiuni, date asupra altitudinilor, precipitațiilor, stațiuni pluviometrice, izohiete, date geologice, date asupra vegetației, rețea hidrografică etc.

Al doilea punct se referă la cursul de apă propriu-zis, modul de obținere al profilului longitudinal, formarea albiei, debite, coeficienți de scurgere, regimul debitelor, denudări etc.

În al treilea punct se dau în mod prescurtat problemele principale de gospodărie a apelor, după importanța pentru economia Jugoslaviei.

Punctul patru cuprinde date asupra potențialului hidroenergetic pe baza metodologiei din partea I.

În sfîrșit se trec în revistă principalele construcții pentru utilizarea energiei apelor. Acesta se referă atît la construcțiile existente cît și la cele prevăzute în continuare.

În rezumat se poate spune că lucrarea este un documentat atlas al resurselor hidro-energetice și nu se rezumă la înșirarea caracteristicilor acestor resurse ci face o interpretare și o prelucrare a acestor caracteristici cu generalizări utile.

Lucrarea este executată cu un bogat material ilustrativ (diagrame, grafice, fotografii). Cuprinde în 456 pagini, 366 figuri, 6 hărți și numeroase tabele rezumative.

În anexă se dau hărți la scara 1 250 000 cuprinzînd principalele rezultate ale studiului.

M. Podani
Candidat în științe tehnice

FRITZ A. F. SCHMIDT, *Flugzeugtriebwerke* (Motoare de avion) VEB Verlag Technik, Berlin, 1953, 186 pag.

Autorul prezintă în această lucrare probleme privitoare la teoria motorului cu piston şi a motorului cu reacţie, extrase din lucrarea mult mai întinsă, intitulată *Motoare cu ardere internă* şi apărută în editura R. O l d e n b u r g, München, 1951.

În cadrul părţii întîia, privitoare la motoarele cu piston, autorul tratează teoria şi diferite aspecte de calcul şi realizare din următoarele probleme: puterea motorului cu compresor şi fără compresor, motoarele supraalimentate, motoarele cu grup turbocompresor, calculul puterii şi a consumului de combustibil la un motor de avion.

În cadrul părţii a doua, privitoare la turbine de gaze autorul prezintă: procesele din turbomotor, problemele termice ale turbinelor de gaze, diferite tipuri de motoare cu reacţie, calculul termodinamic al unui turbomotor.

Lucrarea nu reprezintă un manual de învăţămînt. Nu se tratează toate problemele privitoare la teoria motorului şi nici nu apare o echilibrare între greutatea specifică a diferitelor elemente ce intervin.

Lucrarea cuprinde material nou dintr-o documentaţie vastă (care este prezentată la sfîrşitul lucrării). Autorul dă o deosebită importanţă, la motoarele cu piston de avion, motoarelor supraalimentate, în special celor cu turbocompresor. Această preocupare exprimă stadiul tehnicei din anul 1951, care ajunsese la maximul de dezvoltare cu motoarele cu piston supraalimentate.

Un loc remarcabil îl ocupă în lucrare, motoarele cu aprindere prin compresie şi mijloacele de a le supraalimenta.

În cadrul ultimului capitol — calculul motorului cu piston—se prezintă pe larg calculul caracteristicii de înălţime a acestuia în două ipoteze, cu compresor antrenat mecanic şi cu turbo-compresor.

În cadrul studiului turbinelor de gaze se insistă asupra temperaturii paletei turbinei şi mijloacele de a o micşora. Se cercetează (destul de sumar), legătura dintre motor şi avion. Calculul aerotermodinamic al turbomotorului este prezentat mai dezvoltat, metoda adoptată este cea analitică în cadrul gazelor ideale.

Pentru a ajuta calculele, se prezintă o serie de tabele de date termodinamice (din sută în sută de grade), pentru aer, hidrogen, oxigen, azot, apă, oxid de carbon, bioxid de carbon, metan, amoniac şi gazele de ardere ale motorinei, de asemenea o serie de diagrame I-S pentru gazele de ardere al benzinei pentru coeficienţii excesului de aer $\lambda = 0{,}8$, $\lambda = 0{,}9$, $\lambda = 1$, $\lambda = 3$.

Diagramele nu iau în considerare procesul de disociaţie şi sînt calculate pentru intervale reduse de temperatură, ceea ce le face potrivite pentru calculul turbinelor de gaze.

Lucrarea ca atare interesează pe specialist şi pe cel ce lucrează în domeniul experimentărilor motoarelor în general. Multe din cuceririle motoarelor de avion trec treptat asupra celorlalte tipuri de motoare. Prin culegerea (şi sistematizarea) datelor din literatură şi cu contribuţia datelor originale, lucrarea profesorului F. A. F. Schmidt, trebue considerată ca o monografie valoroasă.

A. C. Vasilescu

S. F. KOPIEV, *Tehniko-ekonomiceskie osnovî dalnego teplosnabjenia* (Bazele tehnico-economice ale termoficării la distanţe mari) din Teploenerghetika, nr. 9, 1956, 9 pag.

În articol se face o analiză tehnico-economică asupra puterii unitare a centralelor de termoficare, a transportului căldurii la distanţe mari, cu amplasarea centralelor de termoficare în afara oraşelor şi a diverselor scheme de transport a căldurii la distanţă.

Din analiza efectuată reies următoarele:

1. Termoficarea la distanţă mare prezintă avantaje în privinţa cheltuielilor de investiţii şi de exploatare în comparaţie cu centralele de termoficare plasate în oraşe, ceea ce face ca economia realizată prin plasarea centralei în afara oraşului, să justifice cheltuielile mărite pentru transportul căldurii la distanţa;

2. Folosirea unor combustibili locali şi plasarea centralei la locul de exploatare a acestora măresc şi mai mult economicitatea termoficării la distanţă mare;

3. O reducere a cheltuielilor pentru transportul căldurii la distanţă se realizează şi prin prevederea unor instalaţii de cazane în oraşe, care să preia sarcinile termice de vîrf; aceasta măreşte totodată siguranţa reţelei şi permite o construcţie bloc la centrala de termoficare din afara oraşului;

4. Folosirea unei scheme fără întoarcerea condensatului, reduce cu mai mult de două ori consumul de materiale pentru reţele şi în acest caz este judicioasă amplasarea în oraşe a unor acumulatoare de apă fierbinte de capacitate unitară mare;

5. Eficienţa economică a termoficării la distanţă mare este condiţionată de o planificare de perspectivă corectă a oraşelor şi raioanelor unei ţări şi la instalarea din timp a unor agregate de cazane raionale, în conformitate cu schema generală de termoficare.

Marcel Biener

M. VERON, *Journées de l'utilisation thérmique rationelle de la vapeur d'eau* (Sesiune pentru utilizarea termică raţională a aburului) din Technique Moderne, nr. 4,1956, p. 213—241.

În decembrie 1955 a avut loc la Paris în cadrul Institutului Francez pentru combustibili şi energie o sesiune pentru utilizarea raţională a aburului în industrie, la care au fost prezentate un număr de 37 referate grupate pe două secţii:

A — Studii analitice — procedee tehnice şi materiale;

B — Studii de sinteză — realizări de ansamblu şi rezultate din exploatare.

În secţia *A* — s-au tratat următoarele grupe de probleme:

1. Surse de abur utilizabile (în afară de cazane)	8	referate
2. Distribuţia aburului	4	,,
3. Acumulatoare de abur şi apă caldă	2	,,
4. Schimbătoare de căldură	4	,,
5. Purjări şi condensate	3	,,
6. Control şi reglaj	3	,,
7. Coroziuni, depuneri de piatră şi prevenirea lor	3	,,

În secţia *B* — cu un număr de 10 referate au fost prezentate soluţii de cuplare dintre forţă şi căldură în industrie şi unele rezultate din exploatare, ca de exemplu:

— Sisteme de repartizare posibilă pentru utilizarea economică a aburului cu exemple practice de consumatori industriali;

— 18 ani de producţie combinată de forţă şi căldură (Universitatea din Liège);

— recuperarea energiei în industria chimică;

— folosirea căldurii la potenţial scăzut într-o fabrică modernă de celuloză;

— gospodărirea economică a aburului în industria zahărului;

— gospodărirea căldurii într-un spital modern;

— descrierea şi bilanţul energetic al unei instalaţii de turbină cu gaz şi cazan recuperator.

Marcel Biener

Könyvtár TULAJDON

ÎNTREPRINDEREA
POLIGRAFICĂ Nr. 3
BUCUREȘTI

c. 670

Lei 5.—

F 923

KAT

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

KÉZIRAT

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Institut de Documentare Tehnică
BUCUREŞTI

Országos Műszaki Könyvtár TULAJDONA

2

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

Könyvtár
TULAJDONA

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

2

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU — *redactor responsabil;* ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R. P. R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU.

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VII, nr. 2 1957

SUMAR

Pag.

TERMOENERGETICĂ

TR. NICOLESCU şi G. SINGER, Încercări de arderea turbei în focarul experimental 159

VICTOR V. GHIA, Asupra cercetărilor experimentale, efectuate pentru aplicarea arderii cu recirculaţie la un cuptor încălzit 171

COMBUSTIBILI SOLIZI

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI şi I. EPURE, Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R. Nota IV. Influenţa adaosurilor anorganice asupra conţinutului de sulf şi a formelor de sulf din cocsurile obţinute din huile de gaz de Valea Jiului 201

ELECTROENERGETICĂ

M. MARINESCU, Maşini cu inductanţă variabilă şi aplicaţia la ciocane electrice de mare randament şi greutate minimă pe unitatea de putere 213

F. MANEA, Generator echivalent în studiul stabilităţii statice a sistemelor electroenergetice 227

V. NITU, Schema echivalentă şi regimurile de lucru ale bobinelor de reactanţă secţionate 237

EDGAR ADLER, Contribuţie la analiza regimurilor de scurtcircuit suprapuse regimului de funcţionare a unei linii electrice cu o fază întreruptă . . . 251

AUREL AVRAMESCU, Noi tipuri de conductoare din oţel-aluminiu pentru distribuţii rurale 261

M. CEHAN-RACOVIŢĂ, Reacţia negativă la wattmetrele electronice în punte I. 279

NOTE 297

RECENZII 309

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ AL ACADEMIEI R.P.R. 317

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VII, n° 2 1957

SOMMAIRE

Page

THERMOÉNERGÉTIQUE

TR. NICOLESCU et G. SINGER, Essais de combustion de la tourbe dans le foyer expérimental 159

VICTOR V. GHIA, Recherches expérimentales sur l'application de la combustion à recirculation dans un four à réchauffer 171

COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI et I. EPURE, Essais de désulfuration du charbon cokéfiable de la République Populaire Roumaine. Note IV. Influence des additions anorganiques sur la teneur en soufre et sur les formes du soufre des cokes obtenus des houilles à gaz de la vallée du Jiu 201

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE

M. MARINESCU, Machines à inductance variable et leur application aux marteaux électriques à grand rendement et poids minimum par unité de puissance 213

F. MANEA, Générateur équivalent dans l'étude de la stabilité statique des systèmes électroénergétiques 227

V. NITU, Schéma équivalent et régimes de travail des bobines de réactance sectionnées 237

EDGAR ADLER, Contribution à l'analyse des régimes de court-circuit superposés au régime de fonctionnement d'une ligne électrique à phase interrompue 251

AUREL AVRAMESCU, Nouveaux types de conducteurs en acier-aluminium, pour les distributions rurales 261

M. CEHAN-RACOVIȚĂ, La réaction négative dans les wattmètres électroniques en pont. I 279

NOTES 297

COMPTES RENDUS 309

L'ACTIVITÉ DE L'INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE 317

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VII, № 2 1957

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА

Т. НИКОЛЕСКУ и Г. ЗИНГЕР, Опыты сжигания торфа в опытной топке 159
В. В. ГИЯ, Экспериментальные исследования в связи с применением горения с рециркуляцией в нагревательной печи 171

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

И. БЛЮМ, Т. ПЯТКОВСКИ и И. ЕПУРЕ, Опыты обессеривания коксующихся углей РНР. Сообщение IV. Влияние неорганических добавок на содержание серы и видов ее соединений в коксе, полученном из газового угля Валя Жиулуй 201

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

М. МАРИНЕСКУ, Машины с переменной индуктивностью и применение их в качестве электрических молотков высокого полезного действия и минимального веса на единицу мощности 213
Ф. МАНЯ, Эквивалентный генератор для изучения статической устойчивости электроэнергетических систем 227
В. НИЦУ, Эквивалентная схема и рабочие режимы реактивных секционированных катушек 237
Э. АДЛЕР, К вопросу об анализе режимов короткого замыкания, налагающихся на режим работы линии электропередачи с разрывом одной фазы 251
А. АВРАМЕСКУ, Новые типы сталеалюминиевых проводов для сельского электроснабжения 261
М. ЧЕХАН-РАКОВИЦЭ, Отрицательная обратная связь мостиковых электронных ваттметров. I 279
ЗАМЕТКИ 297
РЕЦЕНЗИИ 309
В ИНСТИТУТЕ ЭНЕРГЕТИКИ АКАДЕМИИ РНР 317

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

TERMOENERGETICĂ

ÎNCERCĂRI DE ARDEREA TURBEI ÎN FOCARUL EXPERIMENTAL *)

DE

TR. NICOLESCU şi G. SINGER

O dată cu descoperirea de noi zăcăminte de combustibili inferiori şi a exploatării lor intensive se impune din ce în ce mai mult, problema stabilirii instalaţiilor potrivite pentru arderea acestora.

Institutul de energetică, solicitat de industrie, a înscris în planul său de cercetări această problemă. Pentru rezolvarea ei s-au ales mai multe direcţii de cercetare. Una din aceste direcţii a fost aceea de a se construi o instalaţie experimentală în incinta Institutului. Această bază experimentală constă dintr-un focar adecvat unei instalaţii de capacitate mică, completat cu toate anexele necesare unei instalaţii de ardere a cărbunilor. Ea a fost concepută în 1953 şi executată în 1955. Încercările au fost efectuate în decursul anului 1956.

Primul combustibil studiat a fost turba. Scopul încercărilor a fost de a se obţine date asupra comportării la ardere a turbei pe un grătar asemănător cu cel cu care este prevăzut focarul experimental şi care este destul de răspîndit în industrie.

În articolul de faţă, sînt prezentate concluziile la care a ajuns colectivul însărcinat cu studierea acestei probleme, pentru a servi ca indicaţii la proiectarea de noi instalaţii pentru arderea turbei şi în special pentru instalaţiile, la care se pune problema trecerii lor la arderea unui combustibil inferior, lignit sau turbă.

1. DESCRIEREA INSTALAŢIEI

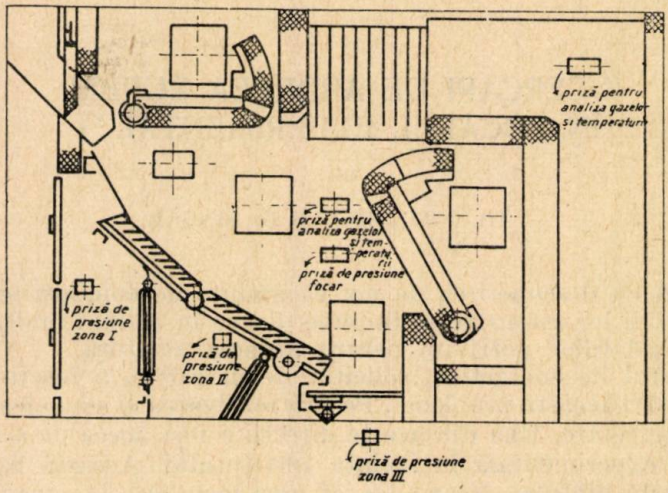
Instalaţia experimentală este compusă din focarul propriu-zis şi următoarele anexe : cazan cu volum mare de apă, cu tub de flacără şi ţevi de fum (tip locomobilă), montat cu scopul de a răci gazele de ardere la o

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 1 martie 1957.

temperatură acceptabilă pentru introducerea lor în preîncălzitorul de aer, preîncălzitor de aer de tipul plăcii cu buzunare precum și instalația de insuflarea aerului și aspirarea gazelor de ardere.

Alimentarea cu apă a ecranelor focarului și a cazanului se face fie direct din rețea, fie prin intermediul unei pompe care aspiră dintr-un rezervor de alimentare.

Focarul propriu-zis constă dintr-un grătar înclinat în trepte, format din două porțiuni și care se termină cu un grătar plan de zgură. Focarul



Schița focarului experimental.

este prevăzut și cu două bolți mobile, una anterioară și alta posterioară (vezi figura).

Aerul primar este introdus în focar prin trei zone. El este insuflat în zone de două ventilatoare, care permit reglajul temperaturii lui. Insuflarea aerului secundar se poate face prin deschiderile prevăzute în acest scop în bolta anterioară și bolta posterioară.

Alimentarea focarului cu combustibil este asigurată de un cărucior elevator, care descarcă combustibilul în buncărul de alimentare al focarului. Între buncăr și grătar se găsește un șibăr. Încărcarea grătarului se face prin căderea combustibilului din buncăr pe o placă înclinată, pe grătar. Gazele de ardere se evacuează printr-un canal de fum, după ce au spălat ecranele, cazanul și preîncălzitorul de aer.

Pentru a crea diverse condiții de ardere, cerute de un studiu experimental, în focarul experimental se pot obține următorii parametri variabili:

— înclinarea diferită a celor două porțiuni ale grătarului de ardere precum și distanța acestuia față de bolți, prin acționarea unor cricuri care permit o deplasare pe verticală de 200 mm;

— înălțimea și poziția grătarului de zgură;

— înclinarea bolții anterioare între limitele — 30° (sub orizontală) și + 10° (deasupra orizontalei) și a bolții posterioare între 0 și 35° față de verticală ;

— temperatura aerului de insuflare, prin amestecarea aerului preîncălzit trimis de un ventilator prin preîncălzitor, cu aer rece debitat de cel de-al doilea ventilator ;

— mărimea și repartiția zonelor de insuflare ale aerului pe sub grătar ;

— presiunea aerului în fiecare zonă ;

— presiunea și debitul de aer primar și secundar, prin manevrarea unor clapete de reglaj prevăzute pe fiecare conductă prin care se transportă aerul spre zone ;

— tirajul realizat de ventilatorul de gaze prin clapeta montată la aspirație și prin turația ventilatorului.

Dimensiunile caracteristice ale focarului sînt următoarele :

— grătarul înclinat : lungime 2070 mm, lățime 1220 mm,
— suprafața grătarului înclinat : 2,524 m^2,
— suprafața grătarului plan : 0,573 m^2,
— suprafața totală a grătarului : 3,097 m^2,
— volumul total al focarului : 8,03 m^3.

Instalația focarului experimental este dotată cu aparate de măsură, necesare pentru a caracteriza arderea în focar. În timpul încercărilor s-au efectuat următoarele măsurători *) :

Gazele de ardere
— temperatura în focar,
— temperatura la ieșirea din focar,
— analiza chimică în focar : CO_2 ; $CO + H_2$,
— analiza chimică la ieșirea din focar : CO_2,
— presiunea în focar.

Aerul de ardere
— temperatura aerului insuflat sau aspirat,
— presiunea de insuflare sub fiecare zonă.

Combustibil
— cantitatea introdusă,
— analiza și putere calorifică.

Cenușă și zgură
— cantitatea evacuată,
— temperatura de evacuare,
— determinarea procentului de nearse.

Au mai fost efectuate și alte măsurători care nu sînt însă legate de procesul de ardere, ci de controlul bunei funcționări a instalației.

2. COMBUSTIBIL UTILIZAT

Turba cu care s-au efectuat încercările provine din exploatarea Mîndra-Făgăraș. Ea a fost livrată în formă de calupuri de 180 × 180 × 90 mm,

*) Măsurătorile pentru gazele de ardere și aerul de ardere au fost făcute din 10 în 10 minute.

care datorită manipulării transportului precum și depozitării mai îndelungate în depozitul de combustibil s-au sfărîmat în mare parte. Bucățile care au fost introduse în focar erau în proporție de circa 50% calupuri întregi, iar restul bucăți mai mici. Mărimea minimă care a fost încărcată în căruciorul elevator a fost 100 × 50 × 30 mm.

Deoarece combustibilul s-a încărcat într-un cărucior elevator care se descărca prin răsturnare în buncăr, bucățile de turbă s-au mai fărîmițat

Tabloul

Raportat la masa natu										
Analiza tehnică							Analiza elementară			
umiditate totală %	cenușă %	materii volatile %	cocs brut %	cocs net %	sulf total %	azot %	C %	H %	S combustibil %	O + N %
57,04	6,12	23,04	19,92	13,80	0,21	0,67	21,25	2,62	0,07	12,90

în cursul acestor operații. Conținutul de mărunt nu a depășit însă limitele admise de literatura sovietică de specialitate.

Ca analiză, turba utilizată se caracterizează prin procentul ridicat de umiditate 57,04%, conținutul de cenușă este 6,12%, iar puterea calorifică inferioară de 1525 kcal/kg. Analiza tehnică și elementară sînt redate în tabloul nr. 1.

Nu s-au efectuat analize ale caracteristicilor chimice și fizice ale cenușei turbei folosite. Indicații asupra acestora se găsesc în [1].

3. ÎNCERCĂRI EFECTUATE

Din numeroasele posibilități de experimentare care se pot realiza datorită parametrilor variabili ai instalației, un studiu teoretic preliminar a permis stabilirea unui număr de încercări esențiale, care să oglindească specificul arderii turbei, pe un grătar înclinat în trepte.

Astfel încercările efectuate se pot clasa în patru grupe, fiecare grupă avînd specificul ei de experimentare, lucru care poate fi urmărit ușor în tabloul nr. 2.

Deși s-a socotit că efectuarea de încercări cu insuflare de aer rece ar permite eventual tragerea unor concluzii în plus, din motive obiective nu au putut fi efectuate asemenea încercări.

Instalația experimentală a funcționat cu oprire în timpul nopții, între grupe de încercări și chiar între încercările din aceeași grupă. Rezultatele care sînt prezentate în acest articol au fost obținute pe baza datelor culese, după intrarea în regim a focarului. Durata încercărilor efective de bilanț a fost relativ scurtă, între 1—4 ore, limitîndu-se deci la timpul necesar

pentru a face măsurători și observații concludente asupra încercării. Încercări de durată, adică de funcționare cu un număr mare de ore, neîntrerupt, nu au fost efectuate.

Rezultatele obținute la fiecare încercare — din măsurători și calculele efectuate pe baza acestora — sînt trecute în tabloul nr. 3.

În decursul efectuării experiențelor s-au întîmpinat o serie de dificultăți datorite în special sistemului de transport al turbei de la depozitul

nr. 1

r a l ă		Raportat la masa combustibilă							
Putere calorifică		Analiza tehnică		Analiza elementară				Putere calorifică	
P_{cs} kcal/kg	P_{ci} kcal/kg	materii volatile %	cocs net %	C %	H %	S combustibil %	O+N %	P_{cs} kcal/kg	P_{ci} kcal/kg
2009	1525	62,53	37,47	57,60	7,13	0,21	35,06	5455	5070

de combustibil la focar și sistemului de alimentare al buncărului, neadecvat pentru turbă.

Tabloul nr. 2

Grupa *A*	Grupa *B*	Grupa *C*	Grupa *D*
aspirație; aer rece	insuflare aer preîncălzit; zone de insuflare		
	z_1 ; z_2	z_1 ; z_2 ; z_3	z_2 ; z_3
încercarea I, II	încercarea III, IV, V, VI	încercarea VII, VIII	încercarea IX

z_1 = prima zonă de insuflare (sub partea superioară a grătarului înclinat),
z_2 = a doua zonă de insuflare (sub partea de mijloc a grătarului înclinat),
z_3 = a treia zonă de insuflare (sub ultima parte a grătarului înclinat și sub grătarul plan).

Sistemul de alimentare, compus din căruciorul elevator acționat de un troliu, a fost dimensionat pentru lignit. Capacitatea căruciorului s-a dovedit astfel insuficientă pentru turbă, datorită diferenței mari de greutate specifică. Din acest motiv nu s-a putut menține ritmul de alimentare, ritm impus de necesitățile de ardere.

Încărcările specifice arătate în tabloul nr. 3, reprezintă totuși valorile maxime care pot fi obținute în condițiile date ale încercării, deoarece pe perioada încercării efective de bilanț, au fost înlăturate toate deficiențele prin rezervele făcute în buncăr și lîngă el.

Tabloul nr. 3

		Unitatea de măsură	Grupa A		Grupa B				Grupa C		Grupa D
			I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX
Temperatura aer insuflat		°C	—	—	122,6	134,2	130,0	133,0	152,5	143,3	139,3
Presiune sub zone	z_1	mm col. apă	−4,20	−3,75	−0,66	+2,57	+2,16	+1,00	+7,25	+6,66	+6,30
	z_2	mm col. apă	−2,60	−2,25	+2,00	+3,28	+2,08	+2,30	+9,00	+8,00	+9,00
	z_3	mm col. apă	−2,10	−1,25	+0,33	+2,12	+0,92	+1,00	+8,50	+7,60	+9,66
Consum orar de combustibil		kg/h	342,8	360,0	480,0	576,0	420,0	514,0	453,0	680,0	617,0
Încărcarea grătarului	specifică	$\frac{kg}{m^2h}$	110,9	116,5	155,3	186,5	136,0	166,3	146,3	220,0	200,0
	termică	$10^3 \frac{kcal}{m^2h}$	170	178	237	285	208	255	224	337	305
Încărcarea termică spațială a focarului		$10^3 \frac{kcal}{m^3 h}$	65,0	68,6	91,5	110,0	80,0	98,0	86,3	129,5	117,5
Temperatura în focar		°C	441	197	580	649	577	700	760	820	620
Exces aer în focar			3,14	6,95	1,75	1,92	2,19	1,84	1,28	1,38	2,45
Randament focar		%	94,24	84,55	96,96	94,50	94,60	95,42	95,10	95,04	92,94
Grad de eficacitate		%	38,36	16,74	64,19	59,06	52,50	60,88	79,88	76,03	46,84

Această situație explică, pe de altă parte, dece nu au putut fi efectuate încercări de lungă durată.

4. CONSTATĂRI ȘI CONCLUZII*)

Observațiile directe făcute asupra arderii turbei pe grătarul în trepte al focarului experimental, precum și interpretarea rezultatelor, au permis

*) Tr. Nicolescu și G. Singer, *Studiul arderii turbei în focarul experimental* (lucrare internă a Institutului de energetică al Academiei R.P.R.).

efectuarea unui studiu. În tabloul nr. 3, se dau în rezumat rezultatele încercărilor, iar mai jos principalele concluzii la care s-a ajuns.

Dela început se poate afirma că turba nu a prezentat nici un fel de dificultăți în ceea ce privește aprinderea ei. La nici una din încercările efectuate nu au fost greutăți din acest punct de vedere, cu toată umiditatea ridicată a turbei, mai mare decît cea obișnuită.

Încărcările grătarului specifice și termice, cît și încărcările termice spațiale ale focarului, au fost reduse față de cele indicate de literatură, pentru focarele special construite pentru arderea turbei [2] și [3].

Cele mai bune rezultate s-au obținut în cazul grupei de încercări *C* la care valorile medii ale acestor cifre caracteristice : 183 kg/m²h ; 280 500 kcal/m²h și 107 600 kcal/m³h sînt cele mai mari, comparativ cu celelalte grupe de încercări.

Pe de altă parte, gradul de eficacitate*) mediu, realizat în grupa *C* de 77,96 % este și el superior valorilor atinse de această cifră de control în cazul celorlalte încercări. Avînd în vedere că randamentul mediu al acestei grupe este de 95,07 %, excesul de aer mediu în focar 1,33, temperatura medie în focar 790°C se poate afirma că în condițiile grupei *C* se găsesc indicații asupra diverșilor factori care influențează combustia turbei, în condiții favorabile.

Sistemul de introducere al aerului se remarcă ca cel mai principal din acești factori. Comparînd rezultatele și randamentele medii pe grupe de încercări—redate în tabloul nr. 4—se remarcă valoarea scăzută a ran-

Tabloul nr. 4

Grupa de încercări	*A*	*B*	*C*	*D*
Randament	89,39	95,35	95,07	92,94

damentului pentru grupa *A*. Pe de altă parte, încercarea a II-a nu este altceva decît continuarea încercării I pentru a se vedea cît timp se poate funcționa numai cu tiraj aspirat ; astfel s-a constatat că după 13—14 ore de funcționare cenușa depusă pe barele grătarului împiedică pătrunderea aerului de ardere și cu toată mărimea depresiunii în focar — care înrăutățește mult arderea — vezi excesul de 6,95 și temperatura de 197°C — grătarul se înfundă și focul nu poate fi menținut. De aici se trage concluzia că pentru o ardere bună, este necesar ca aerul de combustie să fie insuflat pe sub grătar.

*) Gradul de eficacitate se calculează cu ajutorul relației

$$\Omega = \eta_{foc} \frac{V_{gat}}{V_{gar}} \%$$

unde :

V_{gat} = volumul de gaze pentru $\alpha = 1$
V_{gar} = volumul de gaze pentru α real,

Din compararea randamentelor, rezultă mai departe faptul că este util ca aerul să fie insuflat și în prima zonă de ardere, pentru a lua parte la pregătirea termică a combustibilului, deoarece după cum rezultă din tabloul nr. 4

$$\eta_D < \eta_B \text{ sau } \eta_C.$$

Întrucît rezultatele încercărilor din grupa *C* sînt superioare celor din grupa *B* se poate afirma că direcția de urmat este aceea de a se insufla aerul de ardere sub toată suprafața grătarului.

Din încercările experimentale efectuate a rezultat faptul că pentru o ardere în condiții tehnico-economice avantajoase este indicat ca aerul de ardere insuflat sub grătar să fie preîncălzit între 120 și 150°C.

Încărcarea grătarului trebuie făcută, observînd ca stratul să crească în grosime de la începutul grătarului înclinat către grătarul de zgură, unde se va atinge grosimea maximă. Acest lucru apare necesar din mai multe motive cel principal decurgînd din alimentarea discontinuă. Astfel arderea are loc în toate fazele ei pe întreaga suprafață a grătarului, mai repede însă pe grătarul plan și mai încet la începutul grătarului. Arde mai repede pe grătarul plan deoarece aici se adună cu ranga combustibilul incandescent de pe toată suprafața grătarului, după răsturnarea grătarului plan — bineînțeles, nedistrugînd cuiburile de foc de pe treptele grătarului — și apoi pentru că între grătarul plan și cel înclinat este un spațiu mai mare decît între trepte, pe unde intră o cantitate mai însemnată de aer. Grosimea stratului nu trebuie să fie prea mare, poate începe de la 300 mm în regiunea de la începutul grătarului înclinat și să meargă pînă la 700 mm pe grătarul plan.

Pentru obținerea de încărcări termice mai ridicate ale grătarului, care să atingă valori cuprinse între 800 000—1 000 000 kcal/m²h trebuie să se lucreze cu grosimi mai mari de strat. Acest lucru însă prezintă o serie de dificultăți în exploatarea curentă, deoarece este necesar ca presiunea de insuflare a aerului să fie ridicată, iar turba să fie introdusă pe grătar sub formă de bucăți suficient de mari, evitîndu-se introducerea rămășițelor rezultate de la sfărîmarea calupurilor de turbă. Altfel mărunțul o dată introdus pe grătar, formează un strat greu de pătruns pentru aerul insuflat la presiune de ordinul 10 mm col. apă, producînd greutăți în procesul de ardere al turbei. De aceea, se consideră necesar ca în cazul folosirii turbei pe o instalație existentă să se găsească o grosime de strat adecvată atît presiunii de insuflare cît și procentului de mărunt.

În orice caz se recomandă o grijă permanentă, pentru a se evita introducerea numai de sfărîmături de turbă pe grătar. Vor fi admise pe grătar sfărîmăturile rezultate din manipularea curentă a calupurilor de turbă, de la depozit la buncăr și în nici un caz nu se vor încărca în buncăr mormanele de sfărîmături din depozitul de combustibil. Această recomandare se face din cauza înfundării grătarului (lucru care s-a verificat experimental în timpul probelor) și nu din cauza formării de plăci de zgură sau zgurificarea grătarului, deoarece în toate încercările efectuate nu s-a observat formarea de zgură care să influențeze arderea.

Așa după cum s-a arătat mai sus pentru obținerea unor condiții bune de ardere, trebuie ca aerul să fie insuflat sub grătar. Presiunea de insuflare sub grătar este necesar să fie de ordinul 8—10 mm col. apă pentru grosimile de strat indicate mai sus. La o instalație existentă ce se adaptează, se va avea grijă ca preîncălzirea aerului să nu fie făcută în detrimentul presiunii de insuflare. Nu este necesar ca spațiul de sub grătar să fie compartimentat în zone de insuflare.

După arderea unei încărcături de combustibil, în timp ce se aduce masa incandescentă de pe toată suprafața grătarului pe grătarul plan, este necesar să se reducă aerul insuflat, pentru a diminua inconvenientele legate de trecerea liberă a aerului prin barele grătarului. Este totuși util să treacă în acest timp o mică cantitate de aer, pentru a curăți oarecum de cenușă interstițiile dintre barele grătarului.

Depresiunea în focar nu este necesar să fie mai mare ca 2 mm col. de apă și aceasta pentru a împiedica ieșirea gazelor arse în exterior. Creșterea acestei depresiuni nu influențează decît în rău arderea, întrucît mărește excesul de aer din focar, lucru bine cunoscut. Valorile mari obținute ale exceselor de aer, se datoresc și faptului că acest focar din pricina construcției lui speciale prezintă mai multe neetanșeități care permit intrarea aerului fals, decît un focar industrial obișnuit.

Influența poziției bolților asupra arderii este redusă. Nu s-a observat nici o influență categorică a poziției lor asupra procesului de ardere. Din observațiile făcute, ca o linie generală se poate spune că bolta superioară poate fi orizontală sau înclinată cu $10 \div 15°$ sub orizontală, iar bolta posterioară să fie înclinată înspre grătar cu $30 \div 35°$ (față de verticală).

Înclinarea grătarului de ardere se recomandă să fie în jur de 27 maximum 30°, deoarece la o înclinare mai mare, calupurile de turbă din încărcătură proaspătă s-ar rostogoli toate pe grătarul plan și deci nu s-ar putea menține grosimea necesară a stratului de combustibil pe grătarul înclinat. Uniformizarea repartiției turbei pe grătar se face cu ranga, deoarece în căderea ei turba nu se repartizează uniform. De aici a apărut și necesitatea alimentării discontinue cu combustibil a grătarului. Acest sistem de altfel este și cel mai răspîndit în industrie pentru instalațiile la care ne referim.

Menționăm că deoarece arderea se face pe toată suprafața grătarului, există pericolul aprinderii turbei din buncărul focarului, deși turba din buncăr este separată de cea de pe grătar de un șibăr. Se recomandă aici o atenție deosebită ca să se evite acest neajuns ; evitarea este posibilă prin rănguire și tragere a focului.

Cenușa obținută prin arderea turbei este foarte pulverulentă și la încercările efectuate nu a dat naștere la greutăți de exploatare, din punct de vedere al zgurii. Pe grătarul înclinat nu s-a format nici un fel de zgură, iar cea formată pe grătarul plan a fost sub formă de bulgări, cu un diametru mediu de 80 mm, majoritatea fiind sub 30 mm. Plăcile formate nu au depășit în nici o direcție lungimea de 100 mm, la grosimea de 25 mm, și nu au aderat la grătar. Zgura a fost eliminată prin simpla răsturnare a grătarului plan.

Procentul de nearse din zgura şi cenuşa evacuată de pe grătarul plan este foarte mic; în cazul experienţelor efectuate acest procent nu a depăşit valoarea de 0,9%.

Ca o concluzie a încercărilor efectuate se poate afirma că turba poate fi arsă într-un focar cu grătar înclinat în trepte, cu randamente ridicate, dar cu încărcări termice mai reduse, decît cele indicate în literatură, pentru focare construite special pentru arderea turbei.

Avînd în vedere procesul de ardere al turbei descris mai sus în condiţiile unui focar cu grătar înclinat în trepte, este indicată utilizarea ei la cazane cu debite de abur pînă la 2 t/h şi cu volum mare de apă.

Experienţele efectuate nu epuizează problemele puse de arderea turbei. Ele trebuie adîncite, aducînd focarului modificări în construcţie, pentru a putea studia influenţa şi a altor parametri care în situaţia actuală nu au putut fi variaţi: sistemul de alimentare, lungimea bolţilor, spaţiul dintre grătarul plan şi cel înclinat, sistemul de evacuare al zgurii şi cenuşii, influenţa insuflării de aer rece şi altele de mai mică importanţă.

ОПЫТЫ СЖИГАНИЯ ТОРФА В ОПЫТНОЙ ТОПКЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе сообщаются вкратце результаты, полученные при опытах сжигания торфа в топке с наклонной ступенчатой решеткой и выводы практического характера для лиц, проектирующих или эксплуатирующих установки использованием в качестве топлива торфа.

В первую очередь уточняется роль испытания в опытной топке в обширной проблеме сжигания топлива низкого качества. Бегло описываются установка и предоставляемые ею возможности, а затем испытания и способ их проведения. Наконец приводятся выводы и заключения относительно поведения торфа при сжигании.

Результаты опытов показывают, что на такой решетке сжигание торфа может происходить в хороших условиях. Важным является способ подведения воздуха для горения. Воздух должен предварительно подогреваться и вдуваться под решетку при давлении, определяемом в зависимости от процента торфяной мелочи. В работе приводятся уточнения в связи с этой проблемой, а также и прочие условия меньшего значения, благоприятствующие сжиганию торфа.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Чертеж опытной топки.

ESSAIS DE COMBUSTION DE LA TOURBE DANS LE FOYER EXPÉRIMENTAL

(RÉSUMÉ)

L'article présente un résumé des résultats expérimentaux obtenus lors de la combustion de la tourbe dans un foyer à grille inclinée, en gradins, ainsi que les conclusions pratiques qui s'en dégagent, à l'usage de ceux qui sont appelés à projeter ou à exploiter des installations utilisant la tourbe comme combustible.

On commence par préciser la place que les expériences au sujet du foyer expérimental tiennent dans le grand problème de l'emploi des combustibles inférieurs. On donne une description sommaire de l'installation et des possibilités qu'elle présente et on décrit les essais et la manière dont ils ont été effectués. L'article s'achève par des conclusions et des constatations sur la manière dont la tourbe se comporte lors de la combustion.

Les résultats des expériences ont démontré qu'on peut brûler la tourbe, dans de bonnes conditions, sur une grille du type mentionné. La condition essentielle est la manière d'introduire l'air nécessaire à la combustion. Celui-ci doit être chauffé au préalable et insufflé sous la grille sous une pression qui devra être déterminée en fonction du menu. L'article comprend certains détails concernant ce problème, ainsi que les autres conditions de moindre importance favorisant la combustion de la tourbe.

EXPLICATION DES FIGURES

Schéma du foyer expérimental.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Blum şi colaboratori, *Studiul chimic şi tehnologic al turbelor din R.P.R.* Nota I. Studii şi cercetări de energetică, t VI, nr. 1—2, 1956, p. 67.
2. N. P. Kendîs şi I. C. Barstein, *Focare, pentru arderea combustibililor locali.* Ed. energetică de stat, Bucureşti, 1954.
3. I. S. Handurin şi I. V. Ghircenko, *Economia de combustibil şi sporirea debitului de abur în instalaţiile de cazane.* Ed. energetică de stat, Bucureşti, 1954.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

TERMOENERGETICĂ

ASUPRA CERCETĂRILOR EXPERIMENTALE, EFECTUATE PENTRU APLICAREA ARDERII CU RECIRCULAŢIE LA UN CUPTOR ÎNCĂLZIT *)

DE

VICTOR V. GHIA

Arderea cu recirculaţie este aplicată actualmente, în special la cuptoarele la care este necesară în spaţiul de lucru o temperatură relativ scăzută, ca de exemplu uscătoriile şi cuptoarele de tratament termic.

Deoarece în mod teoretic [1] apare justificată aplicarea arderii cu recirculaţie şi la cuptoarele pentru care temperatura necesară procesului tehnologic este superioară la 1 000°C, Institutul de energetică al Academiei R.P.R. a efectuat o serie de experimentări în acest sens.

Astfel s-a cercetat pentru prima oară recirculaţia gazelor de ardere, la un cuptor de încălzit materiale neferoase funcţionînd cu gaz metan, pentru care caracteristicile principale rezultă din figura 1.

Experimentările au fost efectuate astfel încît să se obţină mai întîi o serie de concluzii ştiinţifice cu caracter mai general şi apoi s-a aplicat efectiv arderea cu recirculaţie în procesul tehnologic respectiv.

Instalaţia experimentală a fost astfel concepută încît să permită măsurători de temperaturi, presiuni, debite şi efectuarea analizei gazelor de ardere. Principalele detalii referitoare la montajul diferitelor aparate şi dispozitive rezultă din figura 1.

Dispozitivele de măsură cît şi aparatele s-au montat în conformitate cu prescripţiile ce trebuie îndeplinite pentru efectuarea justă a măsurărilor, astfel că erorile de măsurare nu depăşesc 2%. Cea mai mare parte a aparatelor indicatoare au fost centralizate la un tablou de comandă, de unde s-a putut urmări uşor modul în care au decurs experimentările.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 5 ianuarie 1957.

1. EFECTUAREA EXPERIENȚELOR PRELIMINARE

S-au încercat mai multe procedee de recirculat gazele de ardere în cuptor.

a) În primul procedeu gazele recirculate erau aduse direct în arzătoarele inițiale ale cuptorului fără a mai fi nevoie de aerul primar necesar arderii, livrat de ventilator.

În acest caz, cea mai mare parte din combustibil ardea cu oxigenul din gazele recirculate. Acest sistem nu a dat rezultate, din cauza presiunii scăzute pe care putea să o dea ventilatorul pentru recirculat gazele de ardere.

Rezistența rețelei fiind prea mare, la pierderea de presiune ce apărea corespundea un debit prea mic de gaze recirculate, care nu permitea arderea unei cantități de combustibil acceptabilă.

b) După al doilea procedeu gazele recirculate s-au adus printr-o pîlnie — înclinată cu 15—20° față de planul orizontal — care intră în focar, în imediata apropiere a materialului de încălzit. Pentru a forța combustibilul să ardă și cu oxigenul din gazele recirculate s-a micșorat sensibil debitul de aer primar folosit la ardere.

Încercările care s-au făcut cu acest dispozitiv au dus la concluzia că oxigenul din gazele recirculate atrage flacăra către pîlnie și implicit către materialul de încălzit, ducînd la supraîncălzirea lui.

Rezultatele nu s-au considerat satisfăcătoare astfel că s-a trecut la încercarea unei a treia variante.

c) S-a înlăturat arzătorul central al cuptorului.

Gazele recirculate s-au adus — în zona dintre cele două arzătoare — printr-o conductă cu diametrul interior de 156 mm.

Pentru a exista posibilitatea unei alimentări suplimentare cu combustibil, conducta de recirculare, în partea superioară era străbătută cu o țeavă de 1'' prin care se putea aduce combustibil (fig. 2). S-a realizat astfel un arzător rudimentar.

Cu această instalație s-au efectuat numeroase încercări dintre care se dau în această lucrare numai cîteva a căror certitudine este incontestabilă. Experiențele preliminare s-au efectuat în două variante.

Varianta A. S-a menținut debitul de combustibil practic constant, variindu-se cantitatea de gaze recirculate.

Varianta B. S-a modificat sensibil debitul de combustibil variindu-se în limite restrînse cantitatea de gaze recirculate.

La acest capitol se vor folosi următoarele notații principale:

n_e = coeficientul de exces de aer la evacuarea gazelor din cuptor;
n_r = coeficientul de exces de aer ce caracterizează compoziția gazelor recirculate la intrarea în focar;
n_p = coeficientul de exces de aer la care ar avea loc arderea combustibilului numai cu aerul primar livrat de ventilator;
ρ = coeficientul final de recirculare;
ρ' = coeficientul inițial de recirculare;
L_o = cantitatea teoretică de aer pentru ardere (Nm^3/Nm^3);
D_a = cantitatea de aer primar livrată de ventilator $\left(\frac{Nm^3}{h}\right)$;

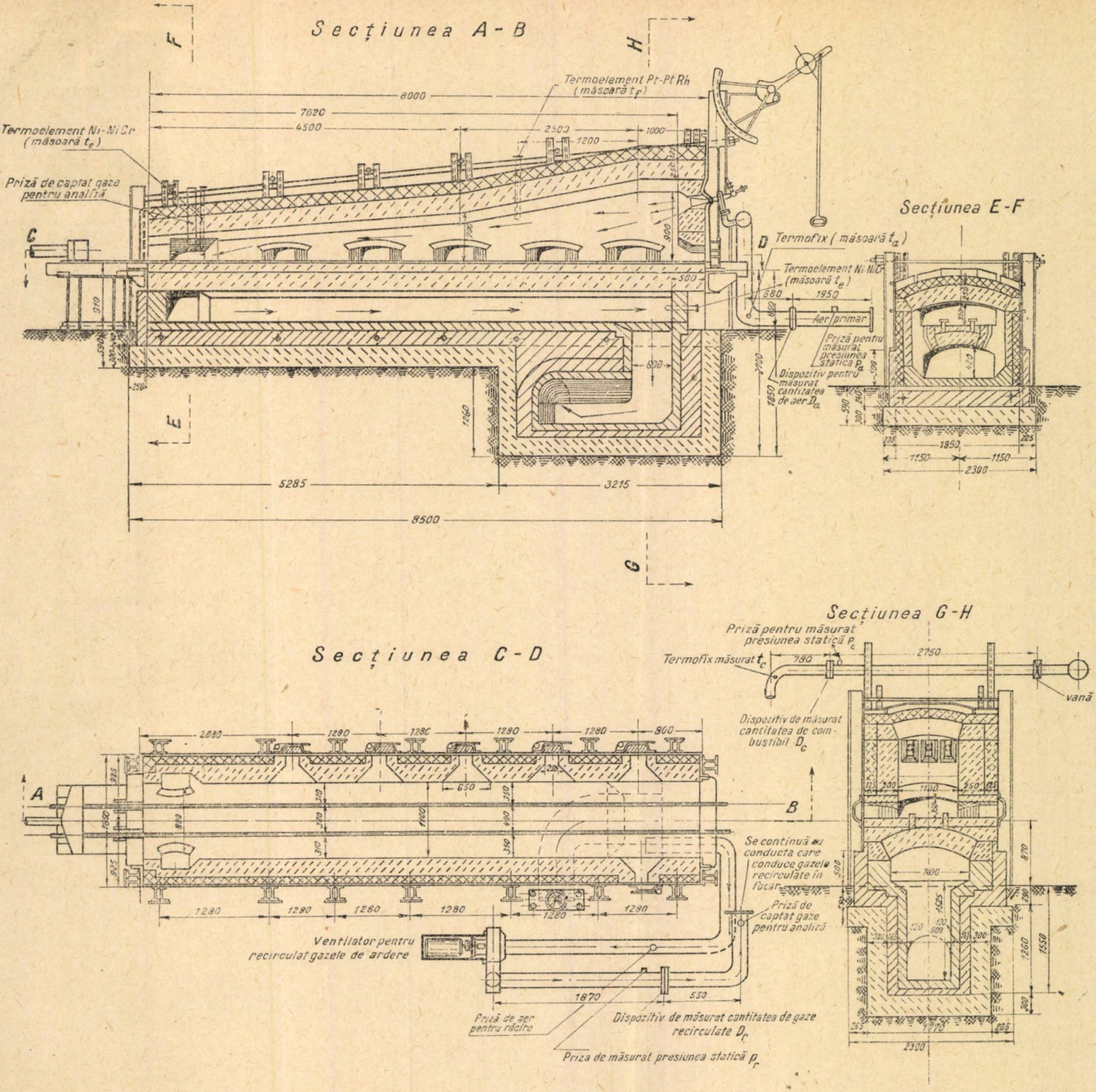


Fig. 1. — Instalația experimentală

D_c = cantitatea de gaz metan consumată $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{h}}\right)$;

D_p = cantitatea de gaze recirculate $\left(\frac{\text{Nm}^3}{\text{h}}\right)$;

D_{af} = cantitatea de aer fals aspirată în focar (Nm³/h);
D_{ar} = cantitatea de aer ce se aspiră în debitul de gaze recirculate D_r, de la evacuarea din cuptor pînă la introducerea în focar (Nm³/h);

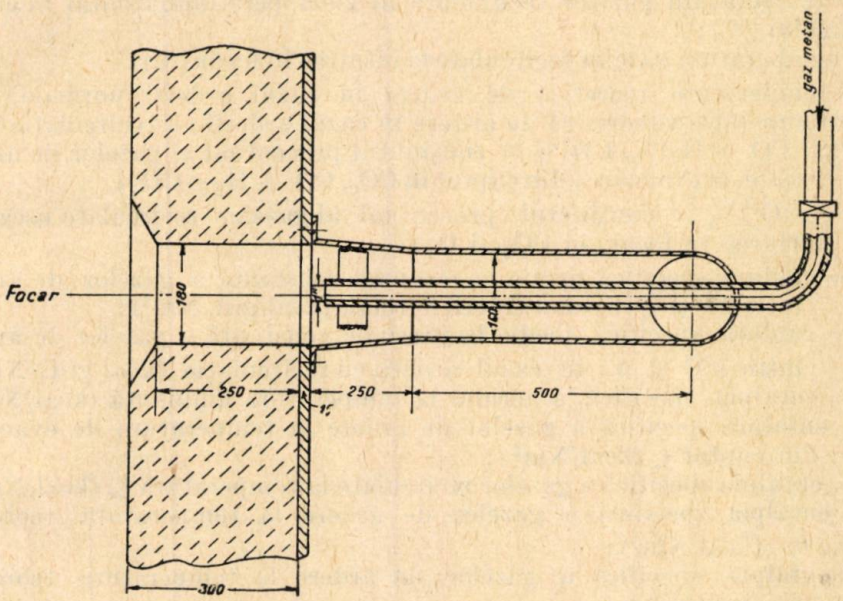


Fig. 2. — Arzătorul central funcționînd cu gaze recirculate.

D'_{ar} = cantitatea de aer ce se găsește în cantitatea de gaze recirculate D_r la intrarea în focar (Nm³/h);
D_{gr} = cantitatea de gaze aspirată de la evacuarea din cuptor pentru a fi recirculată (Nm³);
D_g = cantitatea de gaze de ardere evacuată din cuptor (Nm³/h);
D_{gus} = cantitatea de gaze de ardere uscate care se evacuează din cuptor (Nm³/h);
D_{CO+H_2} = cantitatea de CO + H_2 care se evacuează din cuptor (Nm³/h);
d_{CO+H_2} = cantitatea de CO + H_2 care se evacuează din cuptor pentru 1 Nm³ combustibil ars (Nm³/Nm³);
V_{og} = cantitatea teoretică de gaze ce rezultă prin arderea unității de combustibil (Nm³/Nm³);
V_{ge} = cantitatea de gaze ce rezultă prin arderea unității de combustibil la coeficientul de exces de aer n_e (Nm³/Nm³);
V_{gr} = cantitatea de gaze ce rezultă prin arderea unității de combustibil la coeficientul de exces de aer n_r (Nm³/Nm³);

V_g = cantitatea de gaze ce rezultă prin arderea unității de combustibil în cazul arderii cu recirculație (Nm^3/Nm^3);

V'_g = cantitatea de gaze ce rezultă prin arderea unității de combustibil în cazul arderii normale (Nm^3/Nm^3);

t_a = temperatura aerului primar (°C);

t_c = temperatura gazului metan (°C);

t_f = temperatura gazelor de ardere în focar (°C);*)

t_e = temperatura gazelor de ardere la evacuarea din cuptor (°C);

t'_r = temperatura gazelor recirculate în zona peretului frontal al cuptorului (°C);

t_r = temperatura gazelor recirculate la intrarea în focar (°C);

θ_t = temperatura teoretică de ardere în cazul arderii normale (°C);

θ_t^r = temperatura teoretică de ardere în cazul arderii cu recirculație (°C);

$CO_2\%$, $(CO + H_2)\%$, $CH_4\%$ = conținutul procentual al gazelor de ardere uscate, la evacuarea din cuptor în CO_2, $CO + H_2$ și CH_4;

CO_2^r %, O_2^r % = conținutul procentual al gazelor recirculate uscate la intrarea în focar, în CO_2 și O_2;

c'_{p_m} = căldura specifică medie la presiune constantă a gazelor de ardere între 0°C și θ_t în cazul arderii normale (kcal/grd. Nm^3);

$c_{p\,m}$ = căldura specifică medie la presiune constantă a gazelor de ardere între 0°C și θ_t^r în cazul arderii cu recirculație (kcal/grd. Nm^3);

i_{aia} = entalpia specifică a aerului la temperatura ambiantă (kcal/Nm^3);

i_{ge} = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura de evacuare din cuptor t_e (kcal/Nm^3);

i_{ger} = entalpia specifică a gazelor recirculate la temperatura t_{er} (kcal/Nm^3);

i_{gt} = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura teoretică θ_t (kcal/Nm^3);

i_{gt}^r = entalpia specifică a gazelor de ardere la temperatura teoretică θ_t^r (kcal/Nm^3);

q_p = pierderile de căldură din cuptor în mediul ambiant pe unitatea de combustibil (kcal/Nm^3);

I'_s, I_s = suma dintre entalpiile sensibile aduse în focar pentru o unitate de combustibil, de aerul livrat de ventilator, aerul fals și de combustibil însuși, pentru cazul arderii normale și al arderii cu recirculație;

P_{ci} = puterea calorifică inferioară a combustibilului ars (kcal/Nm^3).

1. 1. Varianta A

Deoarece în mod practic nu a fost posibil să se realizeze o productivitate constantă în timp pentru cuptorul considerat, experiențele preliminare s-au efectuat în gol. Concluziile calitative ce se vor obține sînt

*) Prin temperatura t_f, se va înțelege temperatura gazelor de ardere măsurată cu ajutorul unui termocuplu montat pe axa de simetrie longitudinală a bolții cuptorului la 1,2 m de peretele frontal.

valabile și pentru mersul de regim cu productivitate constantă. Această afirmație se face ținînd seama că modificarea esențială ce apare în acest caz provine numai din faptul că gazele de ardere cedează căldură și produsului tehnologic.

Ținînd seama de cantitatea foarte mare de aer fals aspirat debitul ventilatorului s-a reglat astfel încît să dea numai o parte din aerul necesar arderii și anume $D_a = 376$ Nm³/h.

Deoarece debitul de combustibil s-a menținut la o valoare de $D_c = 45$ Nm³/h*), se poate aprecia că de fapt aerul primar D_a permitea arderea incompletă a combustibilului la coeficientul de exces de aer

$$n_p = \frac{D_a}{D_c L_o} = \frac{376}{45.9{,}52} = 0{,}878.$$

Prin măsurarea presiunii statice în diversele orificii ale spațiului de lucru s-a ajuns la concluzia că aerul fals se aspiră în cuptor numai în zona focarului. Debitul de aer D_a nu s-a redus și mai mult lăsînd combustibilul să ardă cu aer fals, datorită faptului că în acest mod s-ar fi creat condiții foarte proaste de ardere a combustibilului; amestecul dintre combustibil și oxigenul necesar arderii s-ar fi efectuat nefavorabil.

În condițiile de funcționare arătate mai sus s-a ajuns în cazul arderii normale — la mers de regim — la următoarele caracteristici principale:

— temperatura în focar $t_f = 1045$°C,
— temperatura de evacuare $t_e = 730$°C,
— valoarea coeficientului de exces de aer la evacuarea din cuptor $n_e = 1{,}58$.

Recirculînd diferite cantități de gaze ardere s-au stabilit anumite regimuri de funcționare.

S-a admis că s-a stabilit un anumit regim de funcționare cînd după un anumit timp de funcționare, trei citiri consecutive făcute la interval de cinci minute dădeau practic aceleași valori pentru parametrii caracteristici măsurați.

1.1.1. Schema termică

Gazele recirculate luate de la evacuarea din cuptor pînă la intrarea în cuptor își modifică compoziția, datorită aerului fals expirat pe parcurs. Astfel, în focar intră cantitatea de gaze recirculate D_r avînd compoziția corespunzătoare coeficientului de exces de aer $n_r > n_e$. Gazele recirculate D_r provin din însumarea între cantitatea de aer fals aspirat D_{ar} și cantitatea de gaze D_{gr} avînd aceeași compoziție ca și gazele de ardere evacuate din cuptor.

Aerul fals D_{ar} se poate obține atunci cînd se cunosc valorile parametrilor n_e, n_r și D_r.

*) S-a ales această valoare redusă pentru debitul de combustibil, pentru ca să nu se obțină suprasolicitarea termică a zidăriei cuptorului.

Din arderea cantității de combustibil la coeficienții de exces de aer n_r și n_e rezultă cantitățile de gaze de ardere

$$V_{gr} = V_{og} + (n_r - 1)\ L_o \text{ respectiv } V_{ge} = V_{og} + (n_e - 1)\ L_o.$$

Cantitatea de gaze de ardere D_r s-ar putea obține din arderea cantității de combustibil B_r la coeficientul de exces de aer n_r, astfel că rezultă

$$B_r = \frac{D_r}{V_{gr}}.$$

Atunci cantitatea de aer fals D_{ar} este

$$D_{ar} = (n_r - n_e)\ L_o \cdot B_r,$$

sau

$$D_{ar} = (n_r - n_e)\ L_o \frac{D_r}{V_{gr}}. \tag{1}$$

Circulația fluidelor gazoase în cuptor rezultă din figura 3.

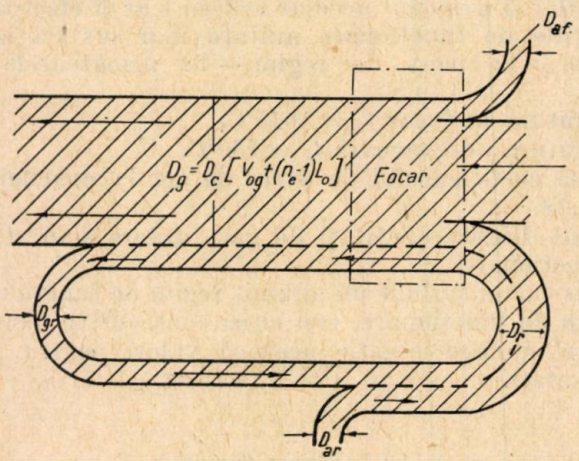


Fig. 3. — Schema circulației fluidelor gazoase în cazul arderii cu recirculație.

Ținînd seama că temperatura gazelor recirculate scade pe de o parte datorită amestecului cu aerul D_{ar}, iar pe de altă parte datorită pierderilor de căldură către mediul ambiant Q_{pr} — pe traseul de recirculare — se poate scrie

$$Q_{pr} = D_{gr} \cdot i_{ge} + D_{ar} \cdot i_{ata} - D_r \cdot i_{ger}\ . \tag{2}$$

Schema termică din figura 4 permite și determinarea căldurii pierdute orar din cuptor în mediul ambiant

$$Q_p = D_c\ (P_{ci} + I_s) + D_r \cdot i_{ger} - i_{ge}\ (D_g + D_{gr}),$$

iar apoi căldura pierdută pe unitatea de combustibil ars

$$q_p = \frac{Q_p}{D_c}. \tag{3}$$

Deoarece cantitatea de $CO + H_2$ din gazele de ardere evacuate din cuptor ne dă indicații juste asupra gradului de perfecțiune al arderii combustibilului, în continuare se va căuta determinarea acestui parametru.

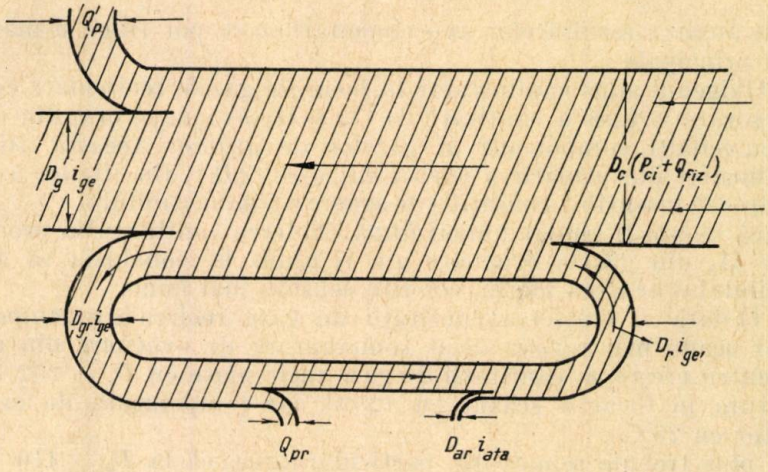


Fig. 4. — Schema termică în cazul arderii cu recirculație.

Cantitatea de gaze de ardere evacuată din cuptor este

$$D_g = D_c \cdot V_{ge},$$

sau pentru metan

$$D_g = D_c\ (V_{gus} + 2). \tag{4}$$

Cantitatea de gaze de ardere uscate rezultă sub forma

$$D_{gus} = D_c \cdot V_{gus},$$

sau ținînd seama de relația (4) rezultă

$$D_{gus} = D_g - 2D_c.$$

Cantitatea de $CO + H_2$ din gazele de ardere evacutate orar din cuptor — atunci cînd se cunoaște conținutul procentual $(CO + H_2)\%$ este

$$D_{CO\,+\,H_2} = D_{gus}\ (CO + H_2)\%.$$

Pentru 1 Nm^3 combustibil ars rezultă

$$d_{CO+H_2} = \frac{D_{CO+H2}\,^*}{D_c} \tag{5}$$

*) Eroarea asupra evaluării parametrului d_{CO+H2} cu ajutorul formulei (5) — adică admițînd că arderea este completă — are o valoare neglijabilă pentru cazul lucrării de față.

1.1.2. Rezultatele experiențelor

Parametrii D_a, D_c, D_r, n_e, n_r s-au calculat după metodele curent utilizate, iar D_{ar}, q_p, d_{CO+H_2} s-au obținut utilizînd relațiile (1), (3) și (5). Coeficienții de recirculare ρ și ρ' s-au definit cu ajutorul relațiilor :

$$q = \frac{D_{gr}}{D_g} \quad \text{și} \quad q' = \frac{D_r}{D_g}.$$

Din analiza rezultatelor experimentărilor se pot trage următoarele concluzii principale :

a) Oxigenul adus suplimentar în focar de gazele recirculate conduce la o micșorare redusă a cantității de $CO + H_2$ evacuată orar din cuptor, o dată cu ceilalți componenți ai gazelor de ardere. Această afirmație rezultă imediat din urmărirea curbei $d_{CO+H_2} = f(D_r)$ din figura 5. Astfel se ameliorează insensibil condițiile de ardere a combustibilului.

Dacă ne-am fi ghidat numai după scăderea conținutului procentual de $CO + H_2$ din gazele evacuate am fi ajuns la concluzia că arderea combustibilului ar avea loc în condiții sensibil mai bune.

b) O dată cu creșterea cantității de gaze recirculate temperatura din focar scade mai repede decît temperatura de evacuare din cuptor. Astfel pentru creșterea cantității de gaze recirculate cu $D_r = 252$ Nm³/h, temperatura în focar a scăzut cu 125°C, iar temperatura de evacuare din cuptor cu 25°C.

În plus trebuie remarcată particularitatea că la $D_r = 410$ Nm³/h temperatura de evacuare păstrează aceeași valoare $t_e = 730$°C ca și în cazul arderii normale (fig. 6).

c) Pierderile de căldură în mediul ambiant q_p scad o dată cu creșterea parametrului D_r ca o consecință a scăderii temperaturii din cuptor și a concentrației în CO_2, H_2O din gazele de ardere vehiculate prin cuptor (fig. 7).

d) Coeficientul de recirculare ρ crește mai repede decît coeficientul inițial de recirculare ρ' o dată cu creșterea cantității de gaze recirculate D_r. Aceasta fiind o consecință a creșterii cantității de aer aspirată în gazele racirculate (fig. 8 și 9).

1.2. Varianta B.

În acest ciclu de experiențe menținîndu-se constant debitul de aer primar și variindu-se în limite restrînse debitul de gaze recirculate s-a mărit treptat cantitatea de combustibil arsă în cuptor.

În zona de egalizare a cuptorului șinele pe care se deplasa produsul tehnologic în timpul funcționării s-au acoperit cu niște țagle cu secțiunea pătrată din oțel. Țaglele fiind dispuse alăturat alcătuiau un fel de placă protectoare împotriva radiației directe a căldurii gazelor de ardere.

Modificarea cantității de combustibil arsă în cuptor s-a făcut prin punerea în funcție a injectorului central.

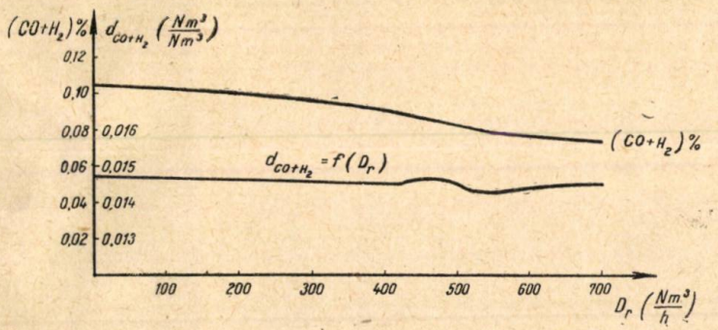


Fig. 5. — Variaţia conţinutului procentual de $CO+H_2$ şi a cantităţii de $CO+H_2$.

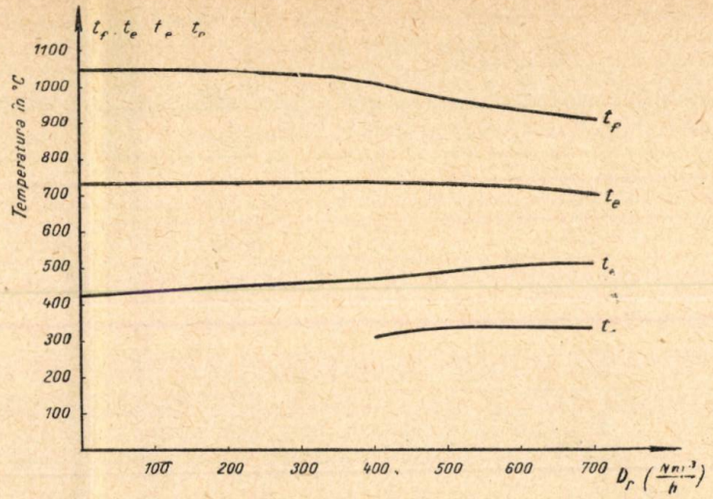


Fig. 6. — Influenţa cantităţii de gaze recirculate D_r, asupra temperaturii t_f, t_e, t'_e, t_r.

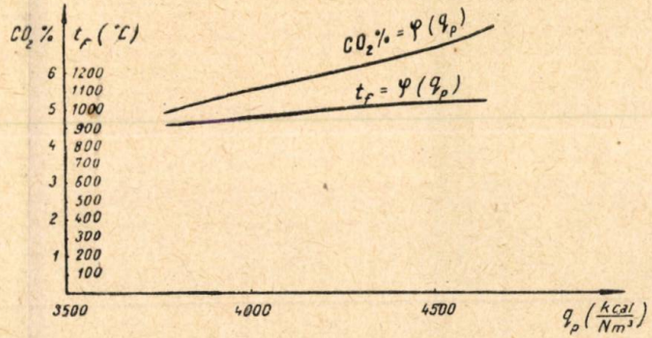


Fig. 7. — Scăderea pierderilor de căldură q_p o dată cu scăderea temperaturii t_f şi a concentraţiei în CO_2.

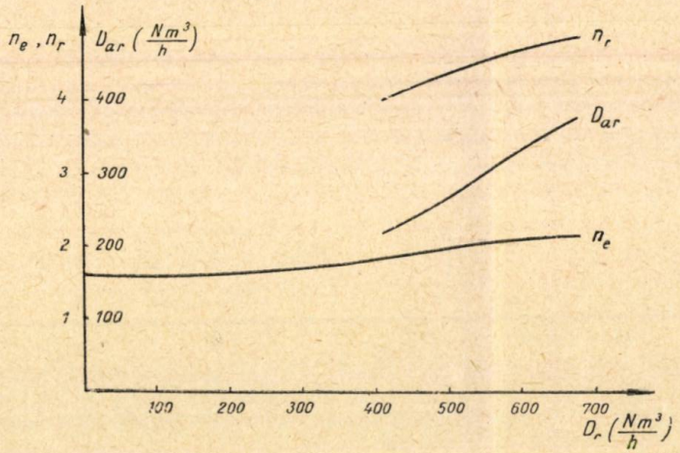


Fig. 8. — Influenţa cantităţii de aer D_{ar} asupra parametrului n_e.

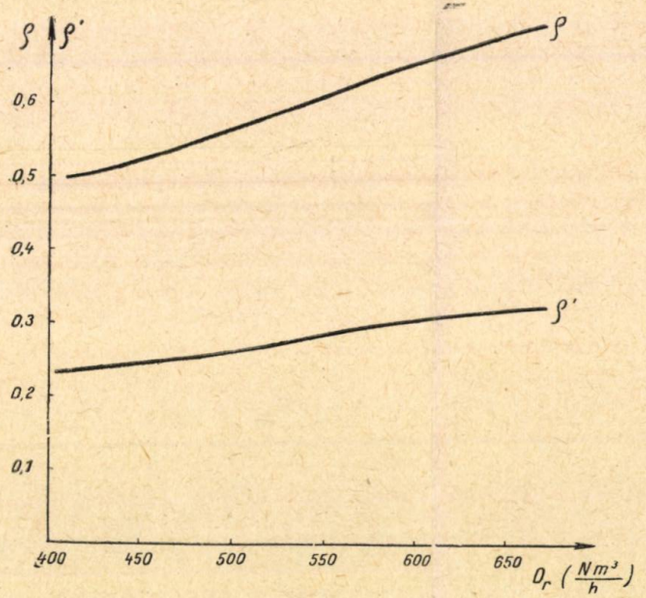


Fig. 9. — Variaţia coeficienţilor ρ şi ρ'.

Scopul principal al acestor experiențe a fost determinarea condițiilor în care are loc arderea combustibilului la șase regimuri de funcționare.

Cantitatea de aer D'_{ar} ce se găsește în debitul de gaze recirculate D_r s-a determinat considerînd că acestea au la intrarea în focar, o compoziție corespunzătoare coeficientului de exces de aer n_r, iar debitul D_r poate fi considerat ca provenind din arderea a B_r Nm^3 combustibil. Atunci

$$B_r = \frac{D_r}{V_{og} + (n_r - 1)\, L_o}, \tag{6}$$

iar $D'_{ar} = (n_r - 1)\, L_o \cdot B_r$

sau ținînd seama de relația (6)

$$D'_{ar} = (n_r - 1)\, L_o \cdot \frac{D_r}{V_{og} + (n_r - 1)\, L_o}. \tag{7}$$

Pentru a avea o imagine asupra condițiilor care determină în cazul arderii normale, obținerea în focar a aceleași temperaturi ca în cazul arderii cu recirculație, s-a întocmit studiul prezentat în continuare.

În cazul arderii normale cu și fără preîncălzirea aerului de ardere se consideră temperatura teoretică de ardere drept un parametru ce determină temperatura reală din focarul cuptorului.

Temperatura teoretică de ardere se găsește actualmente definită matematic sub două forme

$$\theta = \frac{P_{ci} + I_s'}{V'_g\, c'_{pm}}, \tag{8}$$

sau

$$\theta = \frac{P_{ci} + I'_s - Q_{dis}}{V'_g\, c'_{pm}}. \tag{9}$$

Deoarece căldura de disociație este un element greu de evaluat cantitativ și de obicei are o valoare relativ mică sau chiar neglijabilă atunci cînd $\theta_t \leqslant 1400°C$ o serie de lucrări de specialitate neglijează Q_{dis}, prezentînd θ_t sub prima formă arătată.

De fapt, indiferent ce formulă vom adopta pentru evaluarea temperaturii teoretice de ardere, se va obține un parametru care determină temperatura reală din focarul cuptorului.

Adoptînd formula (8) ca relație de definiție pentru θ_t se poate scrie $V'_g \cdot c'_{pm}\theta_t = P_{ci} + I'_s$, sau notînd cu $i_{gt} = c'_{pm}\ \theta_t$, rezultă

$$i_{gt} = P_{ci} + I'_s. \tag{10}$$

Cunoscîndu-se

— entalpia sensibilă I_s,

— cantitatea de gaze rezultate din arderea unității de combustibil V'_g,

— puterea calorifică inferioară P_{ci} se poate obține entalpia specifică a gazelor la temperatura teoretică de ardere

$$i_{gt} = \frac{P_{ci} + I'_s}{V'_g}. \tag{11}$$

Din diagrama $i - t$ rezultă imediat cu suficientă precizie temperatura teoretică de ardere θ_t (fig. 10).

Pe aceleași considerente ca și în cazul arderii normale se poate defini și în cazul arderii cu recirculație o temperatură teoretică de ardere. În conformitate cu relația (8) prin θ_t în mod practic s-ar înțelege temperatura pe care ar putea să o aibă produsele arderii V'_g dacă toată căldura dezvoltată prin ardere ar servi numai la încălzirea acestora.

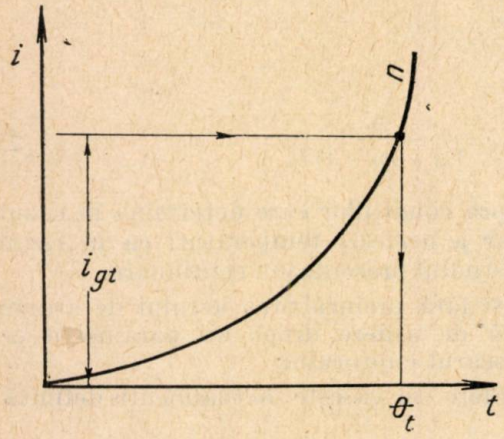


Fig. 10. — Determinarea parametrului θ_t

În cazul arderii cu recirculație cantitatea de căldură dezvoltată prin arderea completă a unității de combustibil este P_{ci}, căldura fizică a gazelor recirculate $\frac{D_r}{D_c}$ este $\frac{D_r}{D_c} \cdot i_{ger}$, iar căldura fizică a combustibilului și a aerului este I_s.

Suma cantităților de căldură $P_{ci} + \frac{D_r}{D_c} i_{ger} + I_s$ va servi la ridicarea temperaturii produselor arderii $V_g + \frac{D_{gr}}{D_c}$ până la o anumită temperatură, pe care o vom denumi temperatură teoretică de ardere în cazul arderii cu recirculația θ_t^r

$$\theta_t^r = \frac{P_{ci} + \frac{D_r}{D_c} i_{ger} + I_s}{\left(V_g + \frac{D_{gr}}{D_c}\right) \cdot c_{pm}}. \tag{12}$$

Notînd cu $i_{gt}^r = c_{pm} \cdot \theta_t^r$ se poate scrie

$$i_{gt}^r = \frac{P_{ci} + \frac{D_r}{D_c} i_{ger} + I_s}{V_g + \frac{D_{gr}}{D_c}}. \tag{13}$$

Dacă se cunoaște în plus față de cazul arderii normale :

— debitul normal de gaze recirculate D_r adus în focar,

— debitul normal de gaze recirculate D_{gr} luate de la priza de recirculare înainte ca acestea să absoarbă aer fals,

— temperatura t_r

se poate evalua i^r_{gt}, iar apoi cu ajutorul diagramei $i - t$, după metoda care s-a mai arătat, obținem temperatura teoretică θ^r_t.

Atunci cînd nu se preîncălzește aerul necesar arderii și nici combustibilul, cu o eroare ce nu depășește 2% se poate neglija I_s.

Folosind această ipoteză în care ne situăm în lucrarea de față expresiile care determină temperaturile teoretice de ardere sînt

$$i_{gt} = \frac{P_{ci}}{V_g} \tag{14}$$

și

$$i^r_{gt} = \frac{P_{ci} + \frac{D_r}{D_c} i_{ger}}{V_g + \frac{D_{gr}}{D_c}}. \tag{15}$$

În condițiile egale de schimb de căldură se poate obține în focar aceeași temperatură în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație, numai dacă este valabilă egalitatea $\theta_t = \theta^r_t$.

Concluzia prezentă își păstrează valabilitatea atunci cînd în ambele variante de ardere, combustibilul arde în aceleași condiții, deci cu același randament al arderii. Coeficientul de exces de aer n' la care trebuie ars combustibilul în cazul arderii normale astfel ca $\theta_t = \theta^r_t$, rezultă din dia-

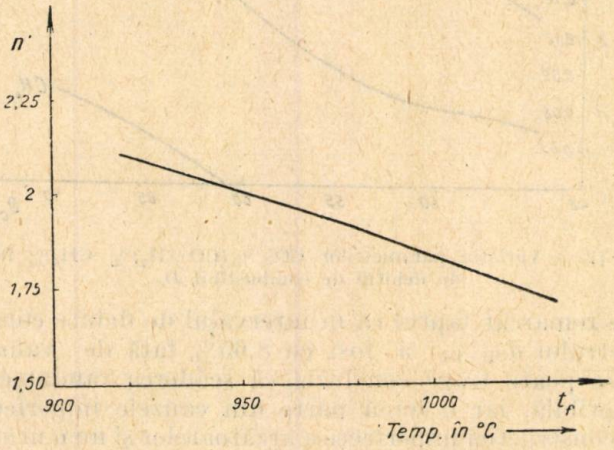


Fig. 11. — Scăderea parametrului n' o dată cu creșterea temperaturii din focar.

grama $I - t_f$ trasată pentru metan. I reprezintă entalpia gazelor rezultate din arderea unității de combustibil la o anumită valoare a temperaturii și a coeficientului de exces de aer (fig. 11).

Parametrii θ_t și P_{c^i} determină un punct în diagrama $I-t$, punct prin care va trece curba $I = f(t)$ corespunzătoare unui anumit coeficient de exces de aer n'.

În realitate condițiile de schimb de căldură în cazul arderii cu recirculație sînt mai favorabile, deci temperatura în focar este mai scăzută chiar în ipoteza $\theta_t = \theta_t^r$.

Astfel pentru a obține în cazul arderii normale aceeași temperatură în focar este necesar să se lucreze cu un coeficient de exces de aer mai mare decît cel calculat, deci în general se va lucra în condiții mai dezavantajoase.

Concluziile principale ce se pot trage din analiza datelor (fig. 12 și 13) sînt următoarele :

a) Condițiile în care are loc arderea se înrăutățesc o dată cu creșterea debitului de combustibil introdus în focar.

Astfel pentru creșterea debitului de combustibil de la 44,3 Nm³/h pînă la 60,8 Nm³/h conținutul procentual de oxid de carbon din gazele de ardere evacuate din cuptor, a crescut de la 0,075% pînă la 0,11% adică cu 46,7% față de valoarea inițială, fără a se constata prezența metanului nears (fig. 12).

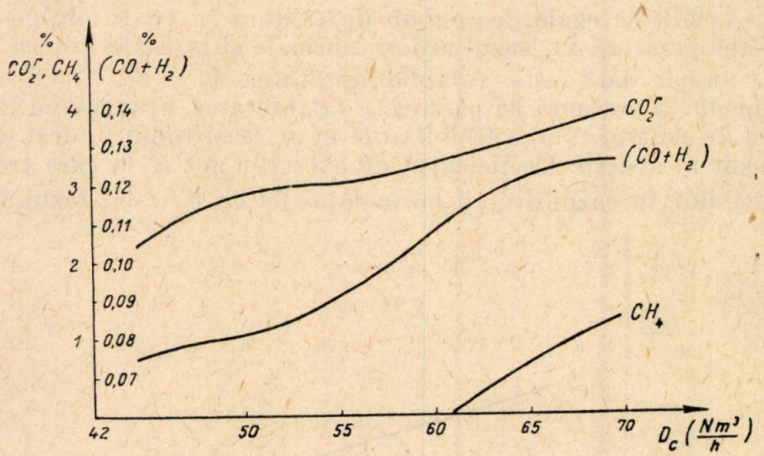


Fig. 12. — Variația parametrilor CO_2^r % $(CO+H_2)$ % CH_4 % funcție de debitul de combustibil D_c.

Trebuie remarcat faptul că în intervalul de debite considerate, creșterea parametrului $d_{O_{H+H2}}$ a fost cu 8,65% față de valoarea inițială.

Astfel se poate trage concluzia că scăderea randamentului arderii este imperceptibilă, iar o bună parte din cauzele imperfecțiunii arderii sînt datorită construcției imperfecte a arzătoarelor și nu o urmare a aplicării arderii cu recirculație.

Pentru celelalte regimuri de funcționare ($D_c > 60,8$ Nm³/h) apariția metanului nears în gazele de ardere evacuate din cuptor, face ca aplicarea arderii cu recirculație să fie nerentabilă în instalația construită.

b) Pentru creșterea temperaturii din focar t_f cu 215°C corespunde o creștere a temperaturii de evacuare din cuptor t_e cu 180°C la mărirea

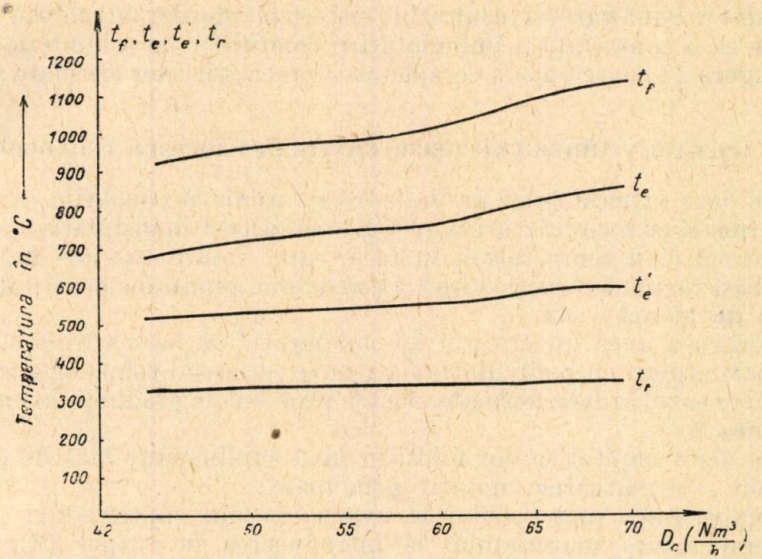


Fig. 13. — Creșterea temperaturilor t_f, t_e, t'_e, t_r o dată cu mărirea cantității de combustibil consumată D_c.

cantității de combustibil consumată cu 56%. În aceleași condiții temperatura gazelor de ardere evacuate în zona peretelui frontal s-a mărit cu 80°C, iar temperatura gazelor recirculate a crescut cu 27°C (fig. 13). Aceste con-

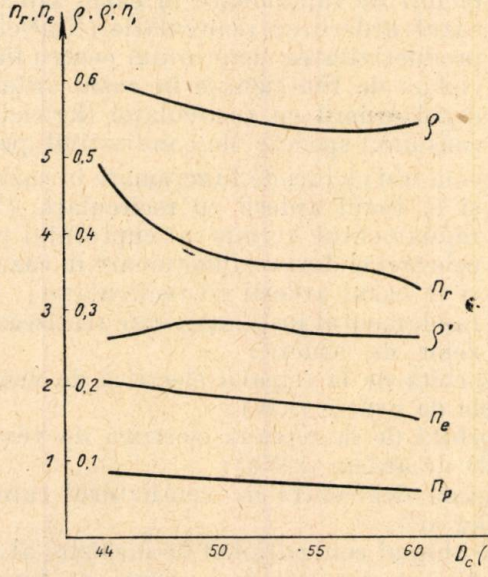


Fig. 14. — Variația parametrilor ρ, ρ', n_r, n_e, n_p funcție de cantitatea de combustibil consumată D_c.

statări sînt în bună parte și rezultatul creșterii pierderilor de căldură în mediu ambiant ca o consecință a îmbunătățirii condițiilor de schimb de căldură.

Figura 14 contribuie la completarea precizării celor afirmate anterior.

2. APLICAREA ARDERII CU RECIRCULAȚIE ÎN PROCESUL TEHNOLOGIC

Pe baza experiențelor preliminare s-a ajuns la concluzia că se poate aplica arderea cu recirculație în condiții avantajoase în instalația construită, chiar atunci cînd temperatura în focar are valori în jur de 1000°C.

Acest regim de funcționare s-a considerat avantajos pentru încălzirea plăcilor de alamă —63.

Pentru a avea un criteriu de comparație pe baza căruia să rezulte avantajele arderii cu recirculație s-a studiat procesul tehnologic respectiv, mai întîi în cazul arderii normale, pentru procesul de producție al cuptorului din figura 1.

La acest capitol se vor folosi în mod suplimentar față de capitolul precedent — următoarele notații principale :

θ_e = temperatura materialului la evacuarea din cuptor (°C);

θ_i = temperatura materialului la introducerea în cutpor (°C);

I_{ae} = entalpia specifică a materialului la temperatura θ_e (kcal/kg);

$Q_{u_1}, Q_{u_2}, Q_{u_3}, Q_{u_r}$ = căldura utilă absorbită de produsul tehnologic pentru fiecare din cele trei cicluri de funcționare în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație (kcal/ciclu);

B_1, B_2, B_3, B_r = consumul de combustibil pentru fiecare din cele trei cicluri de funcționare în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație (Nm^3/ciclu);

P_1, P_2, P_3, P_r = productivitatea cuptorului pentru fiecare din cele trei cicluri de funcționare în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație (kg/ciclu);

$C_{s_1}, C_{s_2}, C_{s_3}, C_{s_r}$ = consumul specific de combustibil pentru fiecare din cele trei cicluri de funcționare în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație (Nm^3/kg);

$\eta_1, \eta_2, \eta_3, \eta_r$ = randamentul termic al cuptorului pentru fiecare din cele trei cicluri de funcționare în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație;

η_{ivs} = randamentul instalației care realizează recirculația gazelor de ardere;

N = puterea absorbită de la rețeaua electrică de ventilatorul care recirculă gazele de ardere (kW);

E = energia absorbită de la rețeaua electrică de ventilatorul care recirculă gazele de ardere (kWh);

P_{to} = presiunea totală dezvoltată de ventilatorul care recirculă gazele de ardere (kg/m^2);

$\tau_1, \tau_2, \tau_3, \tau_r$ = timpul convențional de încălzire al unei plăci pentru fiecare din cele trei cicluri de funcționare în cazul arderii normale și în cazul arderii cu recirculație (h).

2.1. Arderea normală

Cuptorul cu propulsor al cărui caracteristici dimensionale rezultă din planșa de ansamblu (fig. 1), funcționa — în procesul de producție în mod periodic. De obicei în 24 ore funcționa numai 4—8 ore, deci utilizarea cuptorului se făcea dezavantajos.

Pentru a putea trage concluzii juste asupra funcționării actuale în cazul arderii normale, s-au studiat trei cicluri de funcționare în care se încălzea alamă-63 în vederea laminării.

În primul ciclu care a durat 7 ore și 30 minute de funcționare s-au încălzit 34 plăci de alamă-63 cu dimensiunile aproximative $650 \times 550 \times \times 60$ având fiecare placă greutatea aproximativă de 170 kg, deci producția cuptorului a fost

$$P_1 = 5780 \text{ kg/ciclu.}$$

Consumul total de combustibil pe acest ciclu a fost $B_1 = 530 \text{ Nm}^3$,*) deci rezultă consumul specific cu valoarea

$$C_{s_1} = \frac{B_1}{P_1} = 9{,}17.10^{-2} \frac{Nm^3}{kg} = 11{,}2.10^{-2} \frac{\text{kgC.C.}}{kg} = 785 \text{ kcal/kg.}$$

Deoarece în medie temperatura pe care o avea materialul la evacuarea din cuptor era $\theta_e = 850°C$ iar la încărcare $\theta_i = 12°C$, căldura utilă absorbită de produsul tehnologic pe ciclu este

$$Q_{u_1} = P_1(I_{oe} - I_{oi}) = 514000 \text{ kcal/ciclu.}$$

Randamentul termic al cuptorului are valoarea

$$\eta_1 = \frac{Q_{u_1}}{B_1 \cdot P_{ci}} = 0{,}1133 = 11{,}33\%.$$

Definind timpul convențional de încălzire al unei plăci cu raportul dintre timpul total de funcționare al cuptorului și numărul de plăci încălzite în acest interval, pentru cazul de față se obține valoarea

$$\tau_1 = 0{,}221 \text{ h.}$$

Acest parametru ne dă o imagine asupra modului în care are loc schimbul de căldură în cuptor cît și asupra gradului de continuitate cu care se desfășoară procesul tehnologic. Pentru a se putea aprecia ușor

— variația temperaturilor t_f, t_e, t'_e,
— gradul de perfecțiune al arderii,
— cantitatea de aer fals aspirată etc.

s-au trasat diagramele din figurile 15 și 16 pe baza rezultatelor experimentărilor efectuate.

În cel de al doilea ciclu care a durat 4 ore și 10 minute de funcționare, s-au încălzit 18 plăci de alamă—63, identice celor încălzite, la primul ciclu.

Producția cuptorului a fost

$P_2 = 3{,}060$ kg/ciclu.

Consumul total de combustibil pe acest ciclu a fost $B_2 = 268{,}71$ Nm^3/ciclu.

*) Consumul de combustibil s-a obținut planimetrînd suprafața de sub curba $D_c = f(\tau)$. Pentru primul interval s-a considerat debitul de combustibil constant avînd drept mărime valoarea măsurată la sfîrșitul intervalului. Se face această ipoteză deoarece debitul de combustibil crește relativ brusc o dată cu deschiderea arzătoarelor.

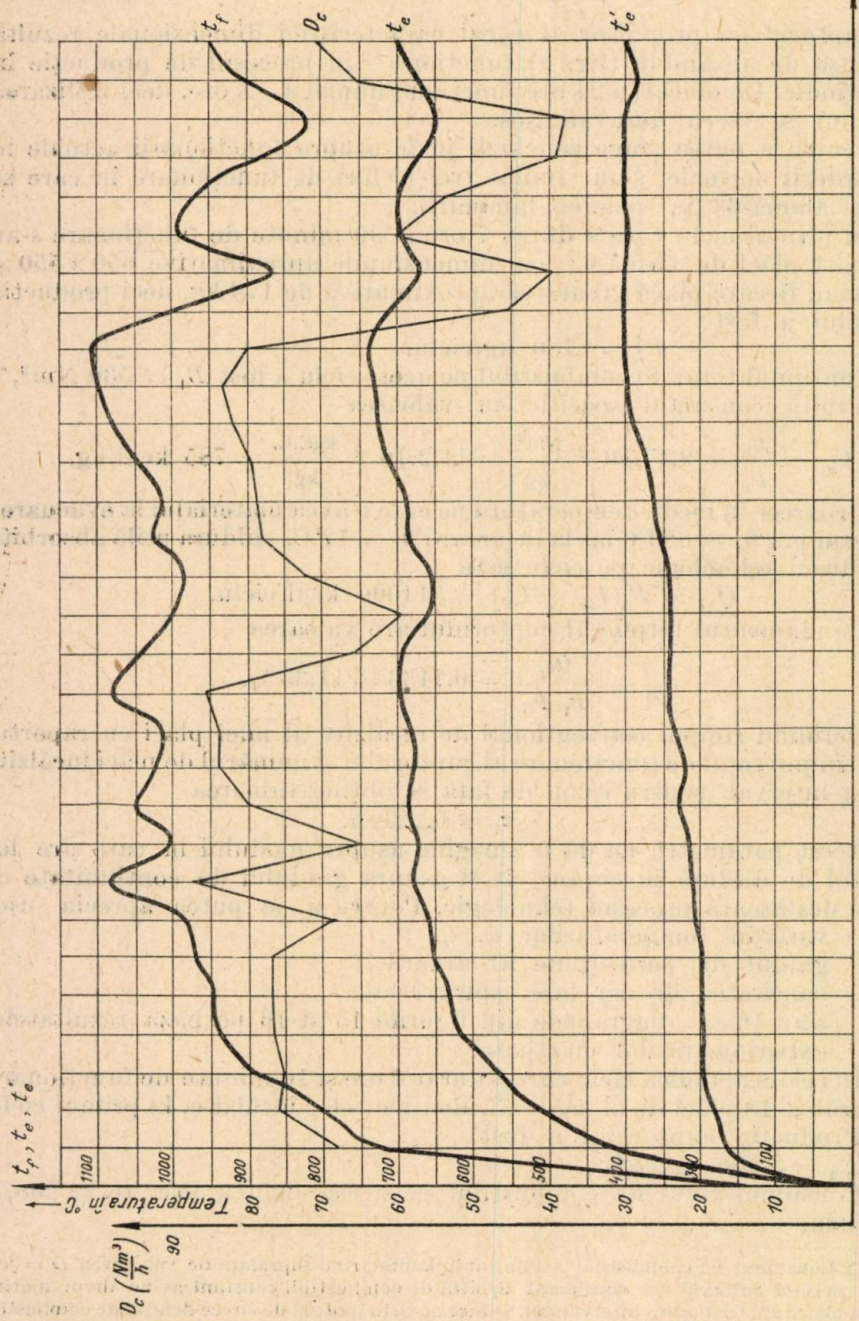


Fig. 15. — Variația în timp a parametrilor t_f, t_e, t'_e, D_c pentru primul ciclu de funcționare.

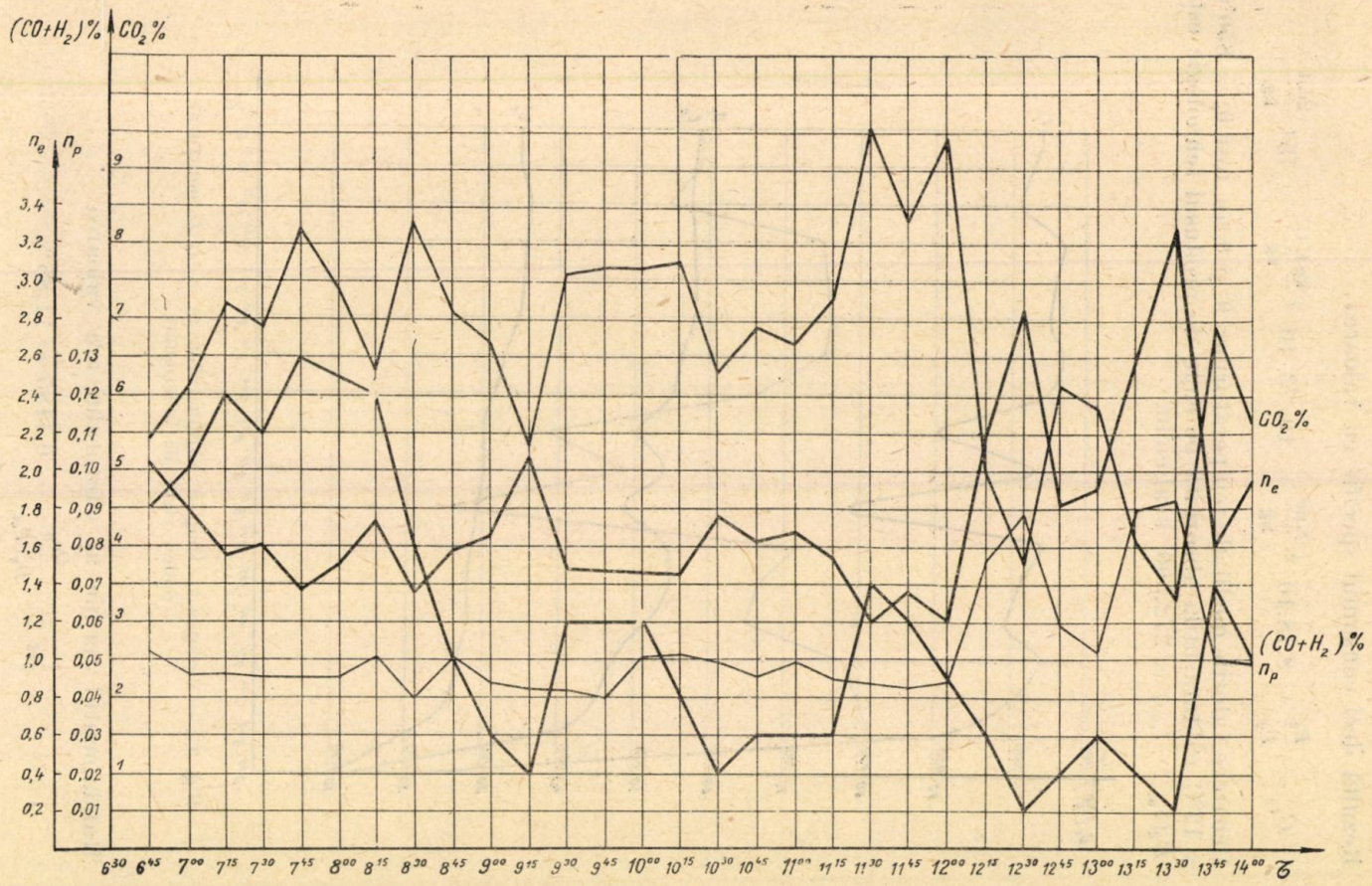


Fig. 16. — Variația în timp a parametrilor n_e, n_p $(CO+H_2)\%$, $CO_2\%$ pentru primul ciclu de funcționare.

Rezultă deci consumul specific cu valoarea

$$C_{s_2} = \frac{B_2}{P_2} = 8{,}78.10^{-2}\ \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}} = 10{,}73 \cdot 10^{-2}\ \frac{\text{kg C.C.}}{\text{kg}} = 751\ \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$$

Deoarece valorile medii ale temperaturilor θ_e și θ_i au fost $\theta_e = 850°C$ și $\theta_i = 12°C$ căldura utilă absorbită pe ciclu de produsul tehnologic este $Q_{u_2} = P_2(I_{ae} - I_{ai}) = 272{,}500$ kcal/ciclu.

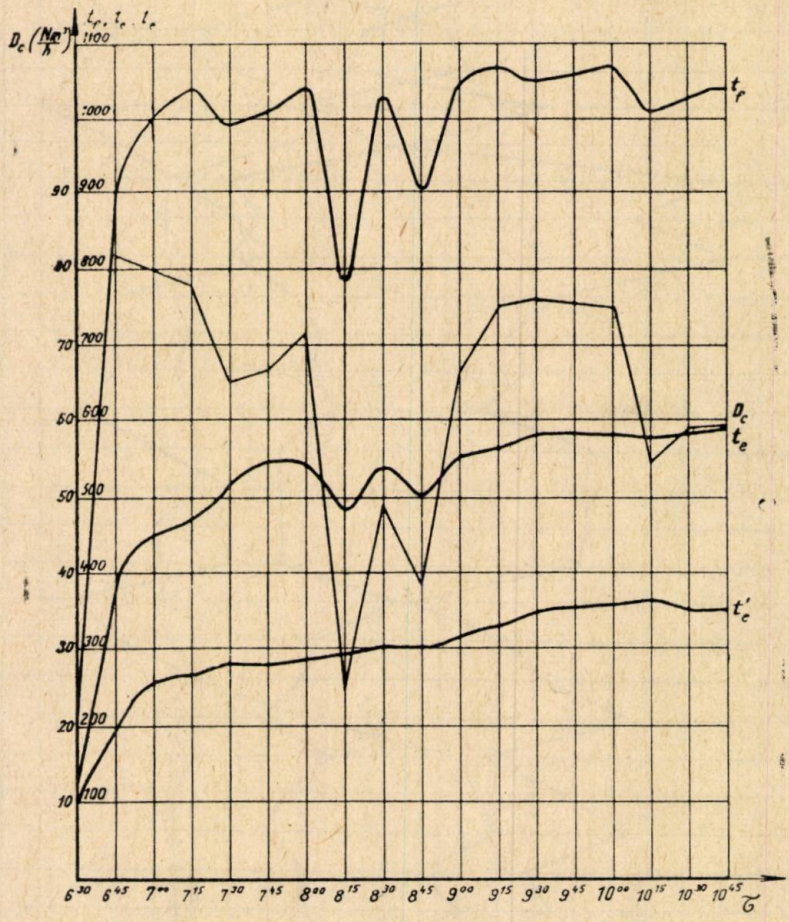


Fig. 17. — Variația în timp a parametrilor t_f, t'_e, t_e D_c pentru al doilea ciclu de funcționare.

Randamentul termic al cuptorului are valoarea

$$\eta_2 = \frac{Q_{u_2}}{B_2 \cdot P_{ci}} = 0{,}1185 = 11{,}85\%$$

iar timpul convențional de încălzire este

$$\tau_2 = \frac{4{,}17}{18} = 0{,}231 \text{ h.}$$

Pentru aceleași motive ca cele arătate anterior s-au trasat diagramele din figurile 17 și 18 pe baza rezultatelor experimentărilor.

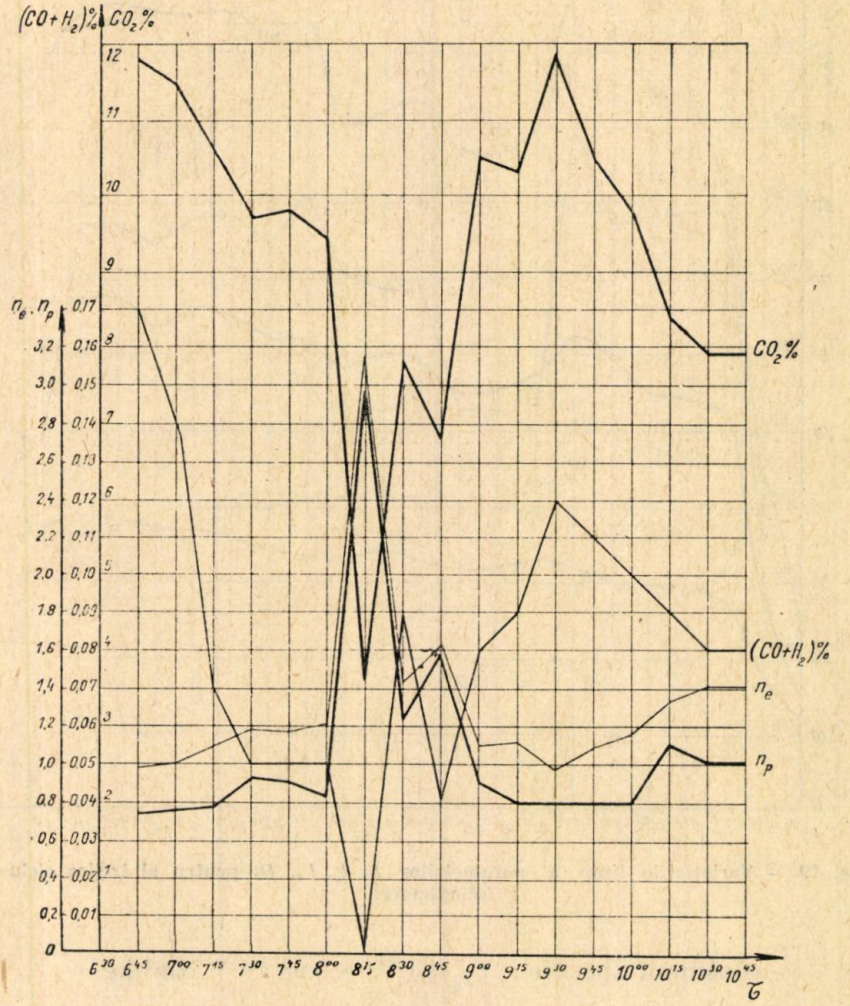


Fig. 18. — Variația în timp a parametrilor n_e, n_p $(CO+H_2)\%$, $CO_2\%$ pentru al doilea ciclu de funcționare.

În al treilea ciclu de funcționare care a durat 4 ore și 50 minute s-au încălzit 20 plăci de alamă-63, identice cu cele de la ciclurile anterioare (fig. 19 și 20).

Din calcul a rezultat imediat :

— producția cuptorului : $P_3 = 3{,}400$ kg/ciclu ;

— consumul de combustibil pe ciclu : $B_3 = 339{,}1$ Nm³/ciclu ;

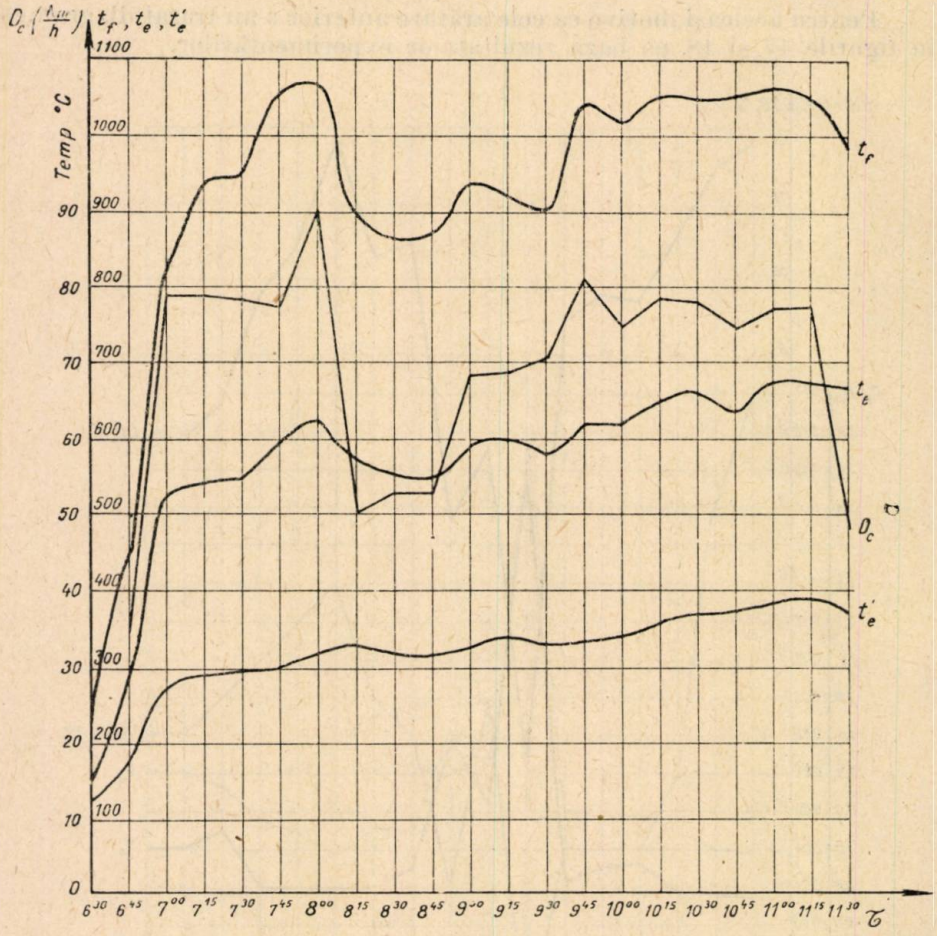


Fig. 19. — Variația în timp a parametrilor t_f, t_e, t'_e, D_c pentru al treilea ciclu de funcționare.

— consumul specific : $C_{s_3} = \frac{B_3}{P_3} = 9{,}98.10^{-2}$ Nm³/kg =

$$= 12{,}1 \cdot 10^{-2} \frac{\text{kg C.C.}}{\text{kg}} = 853 \text{ kcal/kg.}$$

Deoarece s-a măsurat $\theta_e \cong 850°C$, iar $\theta_i \cong 12°C$ căldura utilă absorbită de produsul tehnologic pe ciclu este $Q_{u_3} = P_3 \ (I_{ae} - I_{ai}) = 303{,}000$ kcal/ciclu.

Randamentul termic al cuptorului are valoarea

$$\eta_3 = \frac{Q_{u_3}}{B_3 \; P_{ci}} = 0{,}1045 = 10{,}45\%,$$

iar timpul convențional de încălzire este $\tau_3 = \frac{4{,}834}{20} = 0{,}2417$ h.

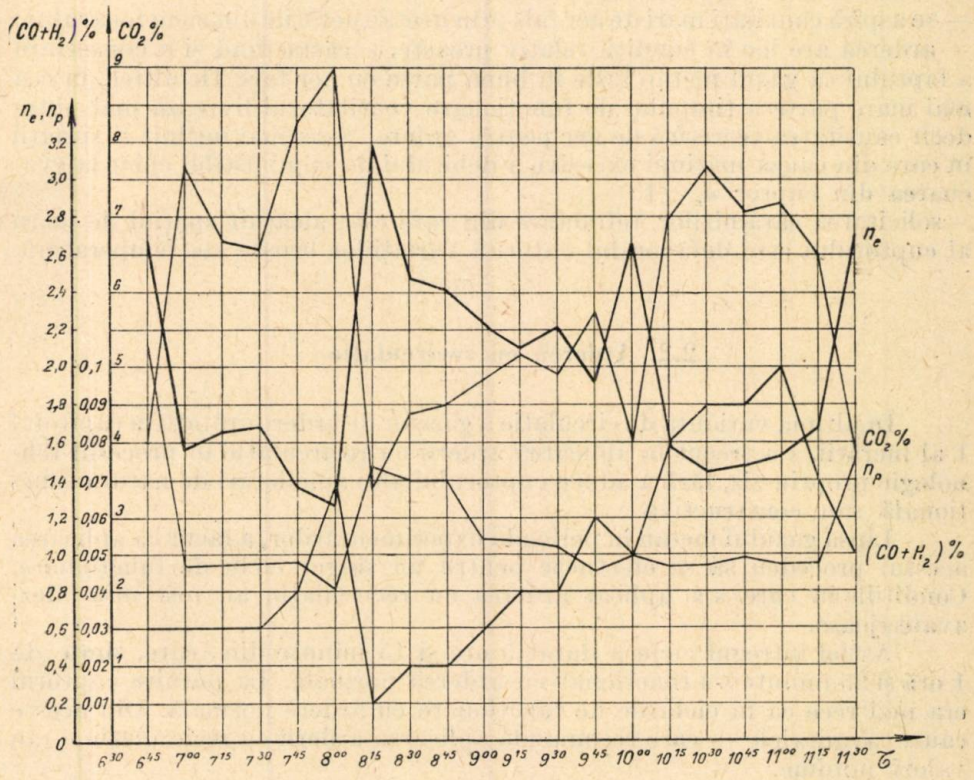


Fig. 20. — Variația în timp a parametrilor n_e, n_p (CO+H_2)% CO_2% pentru al treilea ciclu de funcționare.

Făcînd media aritmetică a rezultatelor obținute la cele trei cicluri de funcționare obținem

— consumul specific $C_s = \frac{C_{s_1} + C_{s_2} + C_{s_3}}{3} = 9{,}32.10^{-2} \text{Nm}^3/\text{kg} =$

$= 11{,}30.10^{-2} \frac{\text{kg C.C.}}{\text{kg}} = 797$ kcal/kg

— randamentul cuptorului $\eta = \frac{\eta_1 + \eta_2 + \eta_3}{3} = 0{,}112,$

— timpul convențional de încălzire $\tau = \frac{\tau_1 + \tau_2 + \tau_3}{3} = 0{,}231$ h.

Din analiza rezultatelor în cazul funcționării cuptorului la arderea normală se pot trage următoarele concluzii principale:
— cuptorul este utilizat dezavantajos avînd perioada de funcționare prea scurtă iar construcția actuală nu corespunde cerințelor necesare unei încălziri optime a materialului;
— consumul specific este ridicat;
— randamentul termic este scăzut;
— se aspiră cantități mari de aer fals prin neetanșietățile din zona focarului;
— arderea are loc în condiții relativ proaste, aceasta fiind și o consecință a faptului că gazul metan arde în bună parte cu aer fals. De altfel, în cea mai mare parte a timpului de funcționare ventilatorul livrează mai puțin decît cantitatea teoretică de aer pentru ardere. S-au mai întîlnit și situații în care din cauza mărimii excesive a debitului de combustibil chiar la evacuarea din cuptor $n_e < 1$;
— solicitarea cărămizilor refractare din care este alcătuit spațiul de lucru al cuptorului este defavorabil datorită variațiilor bruște de temperatură.

2.2. Arderea cu recirculație

În ultima variantă de circulație a gazelor de ardere arătată la capitolul 1 al lucrării, s-a trecut la aplicarea arderii cu recirculație în procesul tehnologic propriu-zis, fără a aduce cuptorului alte ameliorări de natură funcțională sau constructivă.

Lipsa gazului metan în perioada experimentărilor, a făcut ca aplicarea acestui procedeu să se efectueze pentru un singur ciclu de funcționare. Condițiile în care s-a aplicat arderea cu recirculație au fost însă dezavantajoase.

Astfel întregul ciclu a durat 5 ore și 15 minute din care, timp de 1 oră și 25 minute s-a funcționat cu arderea normală. La pornire cuptorul era mai rece ca în ciclurile de funcționare cu ardere normală. Din aceste cauze avantajele — care recomandă aplicarea arderii cu recirculație — au valori minime.

În întreg ciclul s-au încălzit 30 plăci de alamă—63 identice cu cele încălzite la arderea normală.

Producția cuptorului a fost deci:

$P_r = 5100$ kg/ciclu.

Consumul total de combustibil pe acest ciclu a fost $B_r = 384{,}5$ Nm³/ciclu; rezultă deci consumul specific de combustibil

$$C_{sr} = \frac{P_r}{B_r} = 7{,}54.10^{-2}\ \frac{\text{Nm}^3}{\text{kg}} = 9{,}21.10^{-2}\ \frac{\text{2kg C.C.}}{\text{kg}} = 645\ \text{kcal/kg}.$$

Deoarece în medie temperatura măsurată pentru plăcile încălzite la evacuarea din cuptor a fost $\theta_e = 850°C$ iar la încărcare $\theta_i = 12°C$, căldura utilă absorbită de produsul tehnologic pe ciclu este

$$Q_{u_r} = P_r (I_{ae} - I_{ai}) = 543500\ \text{kcal/ciclu}.$$

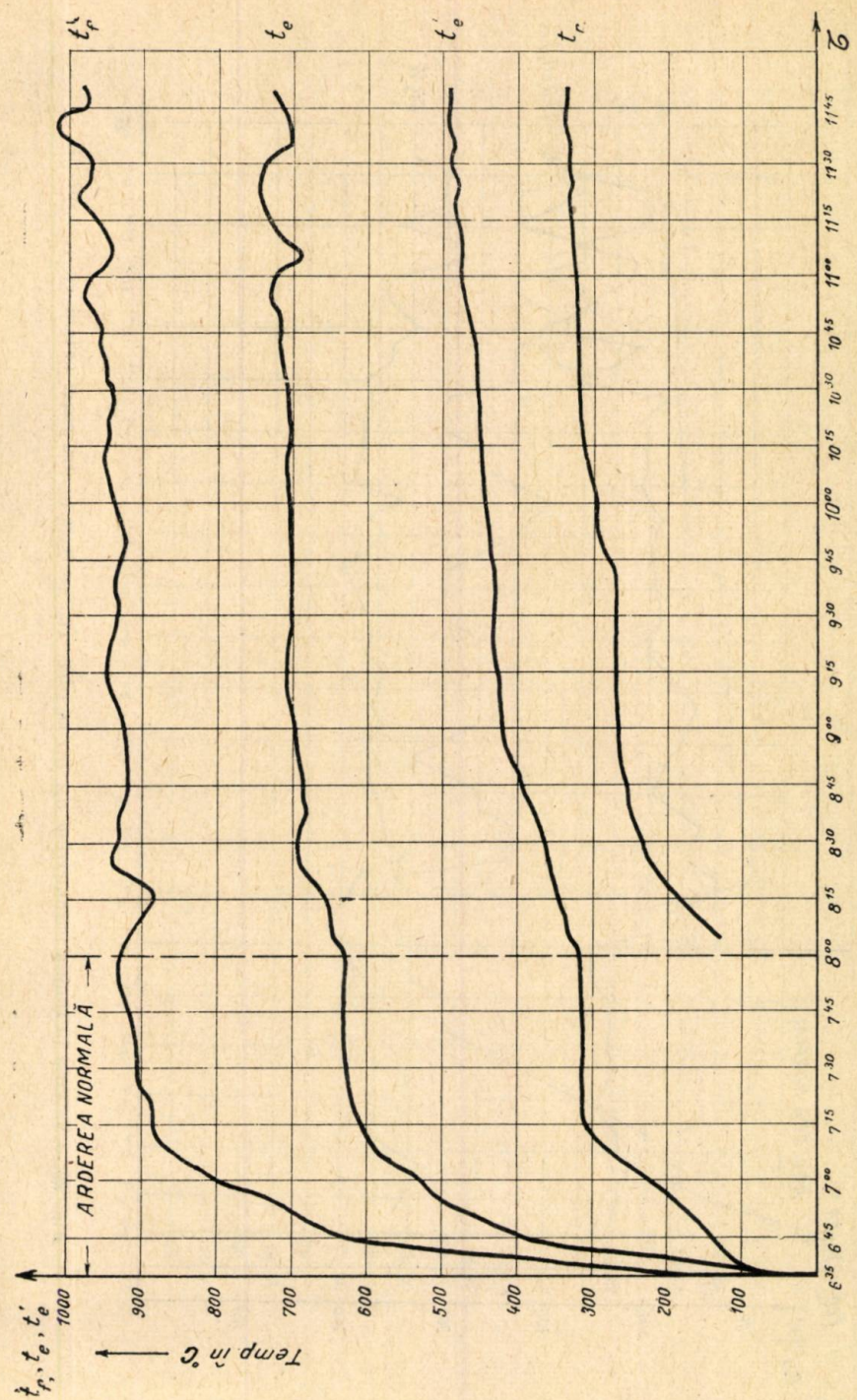


Fig. 21. — Variația în timp a parametrilor t_f, t_e, t'_e, t_r pentru cazul arderii cu recirculație.

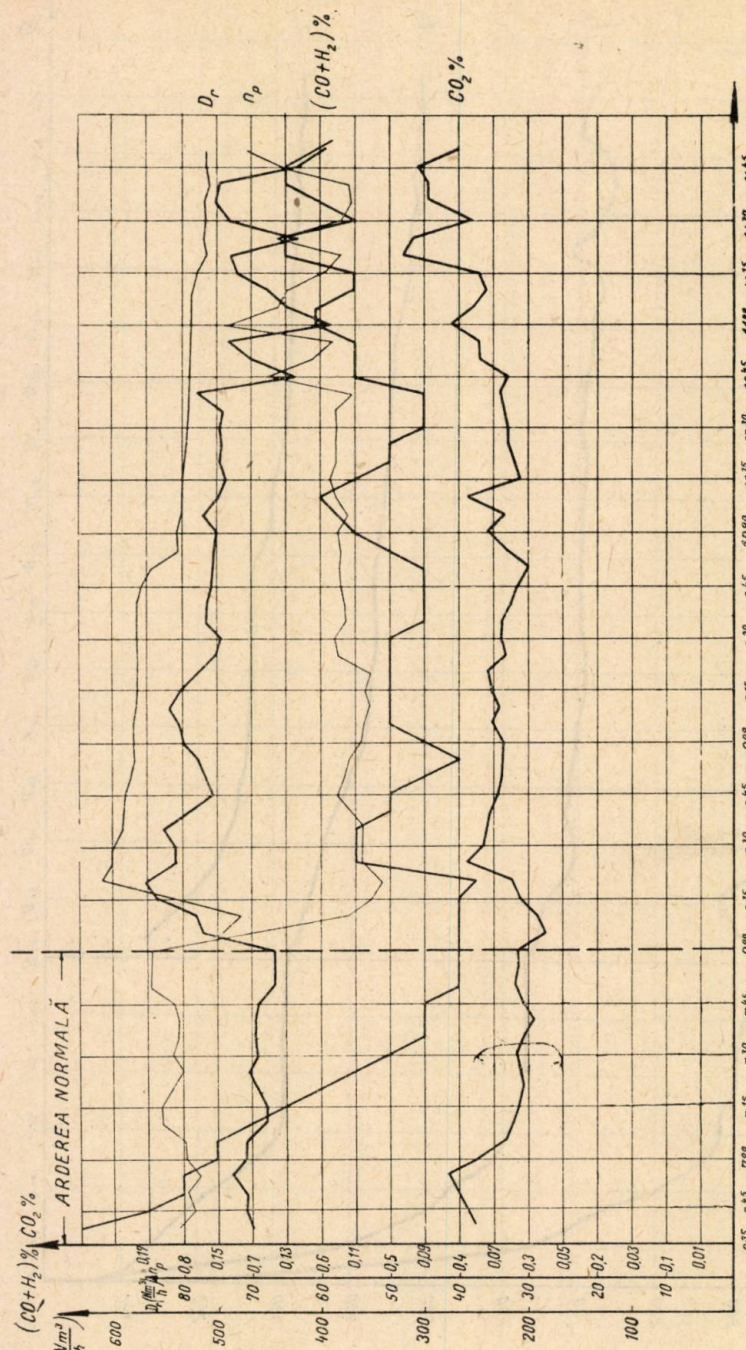


Fig. 22.— Variația în timp a parametrilor n_p, D_r, / D_e $(CO+H_2)\%$, $CO_2\%$ pentru cazul arderii cu recirculație.

Randamentul termic al cuptorului are valoarea

$$\eta_{ir} = \frac{Q_{u_r}}{B_r \cdot P_{ci}} = 0{,}138 = 13{,}8\%$$

iar timpul convențional de încălzire este

$$\tau_r = 0{,}175 \text{ h.}$$

Pentru a se putea face o comparație cu arderea normală cît și pentru a rezulta imediat :

— variația temperaturilor t_f, t_e, t'_e, t_r,
— gradul de perfecțiune al arderii,
— cantitatea de aer fals aspirată etc.,

s-au trasat diagramele din figurile 20 și 21 pe baza datelor experimentărilor efectuate.

2.3. Comparație între arderea normală și arderea cu recirculație

Comparînd media rezultatelor celor trei cicluri de funcționare în cazul arderii normale cu ciclu utilizînd arderea cu recirculație se remarcă următoarele principale avantaje — care recomandă utilizarea arderii cu recirculație chiar în funcționarea actuală a cuptorului.

a) Se obține o apreciabilă reducere a consumului specific de combustibil, deci se micșorează sensibil consumul de combustibil.

Astfel reducerea brută a consumului specific de combustibil a fost în cazul de față de 19,1% față de arderea normală.

Pentru a obține reducerea neto a consumului specific de combustibil va trebui să se calculeze consumul specific C_{s_r} după ce în prealabil la consumul de combustibil B_r se adună echivalentul în gaz metan al energiei electrice consumate de ventilatorul utilizat la recircularea gazelor de ardere.

Puterea consumată de ventilator este dată de expresia

$$N = \frac{p_{tot} \, D_r}{3600.102.\eta_{ins}}.$$

Luînd în mod acoperitor următoarele valori pentru

$P_{tot} = 150$ kg/m^2 $\quad D_r = 1200$ m^3/h, $\quad \eta_{ins} = 0{,}5$

rezultă $N = 1$ kW.

În decursul a 3,834 ore de funcționare energia absorbită de la rețea a fost

$$E = 3{,}834 \text{ kWh.}$$

Admițînd consumul specific de producere a energiei electrice $c = 0{,}6 \frac{\text{kg C.C.}}{\text{kWh}} = 4200$ kcal/kWh rezultă cantitatea de gaz metan ce echivalează energia electrică E

$$B_e = \frac{3{,}834 \cdot 4200}{8\,550} = 1{,}8 \text{ Nm}^3.$$

Față de consumul total de combustibil pe ciclu $B_r = 384{,}5 Nm^3$ se remarcă faptul că B_c nu reprezintă nici 1%. Se poate deci admite — cu suficientă precizie, ținînd seama de eroarea aparatelor de măsură — că reducerea bruto a consumului specific este practic aceeași cu reducerea neto a consumului specific.

Randamentul termic al cuptorului se ridică; în cazul de față creșterea a fost de la $\eta = 0{,}112$ la $\eta_r = 0{,}138$ adică cu 23,2% față de arderea normală.

b) Se reduce timpul convențional de încălzire al unei plăci. Astfel pentru situația studiată reducerea a fost de la $\tau = 0{,}231$ ore la $\tau_r = 0{,}175$ adică cu 32%. Această reducere este o consecință a activării schimbului de căldură în cuptor.

Activarea rezultă pe de o parte datorită creșterii concentrației în CO_2 și H_2O din gazele de ardere, iar pe de altă parte datorită creșterii vitezei de scurgere a gazelor prin cuptor ca o consecință a creșterii debitului lor.

Rezultatele ar fi fost mult mai bune dacă s-ar fi automatizat funcționarea cuptorului, încălzirea materialului ar fi fost bilaterală iar funcționarea continuă.

c) Se înlătură în bună parte variațiile și vîrfurile de temperatură ambele dăunătoare durabilității cărămizilor refractare. În cazul arderii cu recirculație temperatura medie din focar a fost de 950°C și numai la sfîrșitul ciclului cînd era puțin material în cuptor, a depășit 1000°C.

În cazul arderii normale ridicarea temperaturii t_f peste 1000°C a fost foarte frecventă, uneori trecînd și peste 1100°C. Diferența dintre temperatura maximă din focar t_f și temperatura maximă de evacuare t_e a fost de 250°C în cazul arderii cu recirculație iar în cazul arderii normale a ajuns la 505°C.

Toate avantajele arătate s-au obținut deși în medie conținutul de $CO + H_2$ din gazele de ardere evacuate din cuptor a crescut, cu toate că probabil au existat situații în care a apărut și metan nears deci s-au înrăutățit condițiile de ardere a combustibilului.

Înainte de a se aplica în mod curent arderea cu recirculație va trebui să se întocmească un calcul tehnico-economic.

Astfel, va trebui să se vadă care este numărul de ore de utilizare al cuptorului, pentru a se evalua economia de combustibil.

În general, costul gazului metan economisit va da termenul de amortizare a instalației de recirculare.

Instalația de recirculare comportă următoarele părți principale ale cărui cost interesează:

— ventilatorul pentru recirculat gazele de ardere;

— dispozitiv pentru reglajul automat al temperaturii gazelor recirculate (mai mică ca 350°C) și a debitului lor funcție de temperatura din focar, cu aparatele aferente de măsură și control;

— conducte de legătură.

Actualul studiu nu prezintă un calcul tehnico-economic, deoarece problema prezentată mai trebuie studiată din punct de vedere al automatizării de către un alt colectiv de cercetători al Academiei R. P. R.

Instalația construită putea funcționa și neautomatizată însă cerea un personal calificat de deservire care să lucreze atent. Se subînțelege că automatizarea instalației va conduce la o mărire sensibilă a avantajelor pe care le oferă în funcționare arderea cu recirculație.

CONCLUZII

Lucrarea prezentată dă rezultatele experimentale, obținute prin aplicarea arderii cu recirculație la un cuptor de încălzit cu mers periodic funcționînd cu gaz metan. S-au încercat trei variante de funcționare dintre care ultima s-a considerat că dă rezultatele cele mai bune. Astfel gazele recirculate s-au adus — în zona dintre cele două arzătoare printr-o — conductă prevăzută cu un dispozitiv de alimentare suplimentară cu combustibil.

În această variantă experimentările au fost efectuate astfel încît să se poată obține mai întîi o serie de concluzii științifice mai generale, iar apoi s-a aplicat arderea cu recirculație în procesul tehnologic respectiv.

Din experiențele preliminare rezultă că există un anumit domeniu în care arderea combustibilului este corespunzătoare astfel încît este favorabilă aplicarea arderii cu recirculație. Limita acestui domeniu este determinată de procedeele tehnice folosite pentru aplicarea recirculației gazelor de ardere, astfel ca arderea combustibilului să aibă loc cît mai complet.

Aplicarea arderii cu recirculație la încălzirea plăcilor de alamă-63 a condus la următoarele avantaje principale față de arderea normală :

— reducerea consumului specific de combustibil cu 19,1% și creșterea randamentului termic al cuptorului de la $\eta = 0{,}112$ la $\eta_r = 0{,}138$;

— reducerea timpului convențional de încălzire cu 32% ;

— înlăturarea în bună parte a variațiilor și vîrfurilor de temperatură ambele dăunătoare durabilității cărămizilor refractare.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ В СВЯЗИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ГОРЕНИЯ С РЕЦИРКУЛЯЦИЕЙ В НАГРЕВАТЕЛЬНОЙ ПЕЧИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе приводятся результаты, полученные при опытах применения горения с рециркуляцией в нагревательной печи периодического действия, работающей на натуральном газе. Были испытаны три варианта функционирования, из которых последний считается дающим наилучшие результаты. В нем рециркулирующие газы подводились в пространство, между двумя горелками по трубе, снабженной приспособлением для дополнительного питания горючим.

При этом варианте опыты производились с таким расчетом, чтобы сначала вывести ряд более общих научных заключений, а затем горение с рециркуляцией применялось в соответствующем технологическом процессе.

Из предварительных опытов следует, что существует определенная область, в которой сжигание горючего соответствует и благоприятствует применению рециркуляции. Пределы этой области определяются техническими процессами, применяемыми для рециркуляции газообразных продуктов сгорания, с тем чтобы сжигание горючего было наиболее полным.

Применение горения с рециркуляцией при нагревании латунных пластин 63 дало следующие важнейшие преимущества по сравнению с нормальным горением:

— Снижение удельного расхода горючего на 19,1% и повышение термического коэффициента полезного действия печи с 0,112 до 0,138.

— Снижение условного времени нагревания на 32%.

— Устранение в значительной мере колебаний и пиков температуры, вредящих прочности огнеупорного кирпича.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Опытная установка.

Рис. 2. — Центральная горелка, работающая с рециркулирующими газами.

Рис. 3. — Схема циркуляции газовых потоков в случае горения с рециркуляцией.

Рис. 4. — Термическая схема в случае горения с рециркуляцией.

Рис. 5. — Колебания процентного содержания $CO + H_2$ и количества $CO + H_2$

Рис. 6. — Влияние количества рециркулирующих газов D_r, на температуры t_f t_e, $t'_{e'}$, t_r.

Рис. 7. — Снижение потерь тепла q_p одновременно со снижением температуры t_f и концентрации CO_2.

Рис. 8. — Влияние количества воздуха D_{ar} на параметр n_e.

Рис. 9. — Колебания коэффициентов ρ и ρ'.

Рис. 10. — Определение параметра θ_t.

Рис. 11. — Снижение параметра n' одновременно с повышением температуры в топке.

Рис. 12. — Колебания параметров CO_2 $r^0/_0$, $(CO + H_2)^0/_0$, $CH_4{}^0/_0$ в зависимости от расхода горючего D_c.

Рис. 13. — Возрастание температур t_f, t_e, $t'_{e'}$, одновременно с увеличением расхода горючего.

Рис. 14. — Колебание параметров ρ, ρ', n_r, n_e, n_p в зависимости от расхода горючего D_c.

Рис. 15. — Колебания во времени параметров t_f, t_e, $t'_{e'}$, D_c в течение первого рабочего цикла.

Рис. 16. — Колебания во времени параметров n_e, n_p $(CO + H_2)^0/_0$, $CO_2{}^0/_0$ в течение первого рабочего цикла.

Рис. 17. — Колебания во времени параметров t_f, t_e, $t'_{e'}$, D_c в течение второго рабочего цикла.

Рис. 18. — Колебания во времени параметров n_e, n_p $(CO+H_2)^0/_0$, $CO_2{}^0/_0$ в течение второго рабочего цикла.

Рис. 19. — Колебания во времени параметров t_f, t_e, t'_e, D_c в течение третьего рабочего цикла.

Рис. 20. — Колебания во времени параметров n_e, n_p $(CO+H_2)^0/_0$, $CO_2{}^0/_0$ в течение третьего рабочего цикла.

Рис. 21. — Колебания во времени параметров t_f, t_e, t'_e. t_r, в случае горения с рециркуляцией,

Рис. 22. — Колебания параметров n_p, D_r, D_c, $(CO+H_2)^0/_0$, $CO_2{}^0/_0$ в случае горения с рециркуляцией.

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES SUR L'APPLICATION DE LA COMBUSTION À RECIRCULATION DANS UN FOUR À RÉCHAUFFER

(RÉSUMÉ)

Le présent travail donne les résultats expérimentaux obtenus en appliquant la combustion à recirculation dans un four à réchauffer à fonctionnement périodique au gaz méthane. Des trois variantes essayées, c'est la dernière qui a donné les meilleurs résultats.

Dans cette variante, les gaz recirculés ont été amenés — dans la zone entre les deux brûleurs — par une conduite comprenant un dispositif supplémentaire d'alimentation en combustible. Les expériences ont été conduites de manière à en tirer d'abord un certain nombre de conclusions scientifiques d'ordre général, et ce n'est qu'ensuite que la combustion à recirculation a été appliquée au procès technologique proprement dit.

Les expériences préliminaires ont montré que ce n'est que dans un certain domaine que l'application de la combustion à recirculation est réellement avantageuse. Les limites de ce domaine dépendent de la manière dont la recirculation des gaz de combustion est appliquée en vue d'une combustion aussi complète que possible.

L'application de cette méthode au chauffage des feuilles de laiton 63 a révélé les avantages suivants, par rapport à la combustion ordinaire, en permettant :

— de réduire de 19,1% la consommation spécifique de combustible et d'augmenter le rendement thermique du four depuis $\eta = 0{,}112$ jusqu'à $\eta_r = 0{,}138$,

— de réduire le temps conventionnel de chauffage à 68% du temps normal,

— de supprimer une grande partie des variations et des pointes de température, touts deux préjudiciables à la durabilité des briques réfractaires.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — L'installation expérimentale.
Fig. 2. — Le brûleur central fonctionnant aux gaz recirculés.
Fig. 3. — Schéma de la circulation des gaz dans le cas de la combustion à recirculation.
Fig. 4. — Schéma thermique de la combustion à recirculation.
Fig. 5. — Variation de la teneur procentuelle et de la quantité de $CO+H_2$.
Fig. 6. — Influence sur les températures t_f, t_e, t'_e, t_r, de la quantité D_r de gaz recirculés.
Fig. 7. — Diminution des pertes de chaleur, q_p, avec la baisse de la température t_f et avec la diminution de la concentration en CO_2.
Fig. 8. — Influence de la quantité d'air D_{ar} sur le paramètre n'_e.
Fig. 9. — Variation des coefficients ρ et ρ'.
Fig. 10. — Détermination du paramètre θ_t.
Fig. 11. — Diminution du paramètre n' en raison inverse de la température du foyer
Fig. 12. — Variation des paramètres CO_2^r %, $(CO+H_2)$%, CH_4%, en fonction du débit du combustible D_c.

Fig. 13. — La hausse des températures t_f, t_e, t'_e et t_r avec l'augmentation de la quantité de combustible consommé D_c.

Fig. 14. — Variation des paramètres ρ, ρ', n_r, n_e, n_p, en fonction de la quantité D_c de combustible consommé.

Fig. 15. — Variation avec le temps des paramètres t_f, t_e, t'_e, D_c, durant le premier cycle de fonctionnement.

Fig. 16. — Variation avec le temps des paramètres n_R, n_p, $(CO+H_2)\%$, $CO_2\%$, durant le premier cycle de fonctionnement.

Fig. 17. — Variation avec le temps des paramètres t_f, t_e, t'_e D_c, durant le second cycle de fonctionnement.

Fig. 18. — Variation avec le temps des paramètres n_e, n_p, $(CO+H_2)\%$, $CO_2\%$, durant le second cycle de fonctionnement.

Fig. 19. — Variation avec le temps des paramètres t_f, t_e, t'_e, D_c, durant le troisième cycle de fonctionnement.

Fig. 20. — Variation avec le temps des paramètres n_e, n_p, $(CO + H_2)\%$, $CO_2\%$, durant le troisième cycle de fonctionnement.

Fig. 21. — Variation avec le temps des paramètres t_f, t_e, t'_e, t_r dans le cas de la combustion à recirculation.

Fig. 22. — Variation avec le temps des paramètres n_p, D_r, D_c, $(CO+H_2)\%$, $CO_2\%$, dans le cas de la combustion à recirculation.

BIBLIOGRAFIE

1. Victor V. Ghia, *Contribuții la evaluarea economiei de combustibil rezultată din aplicarea la cuptoare a arderii cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere*. Studii și cercetări de energetică, t. VI, nr. 1—2, 1956, p. 23
2. V. P. Preobrajenski, *Teplotehniceskie izmerenia i probor*. Gosudarstvennoe energheticeskoe izdatelstvo, Moscova, 1953.
3. A. I. Mihailenko N. E. Osokin i B. L. Granobkii, *Peci dlia țvetnih metallov*. Metallurghizdat, Moscova, 1946.
4. Victor V. Ghia, *O metodă de calcul a temperaturii teoretice în cazul arderii cu recirculație aplicată la cuptoare*. Energetica, 1957, nr. 3, p. 98.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

COMBUSTIBILI SOLIZI

ÎNCERCĂRI DE DESULFURARE A CĂRBUNILOR COCSIFICABILI DIN R.P.R.

NOTA IV

INFLUENŢA ADAOSURILOR ANORGANICE ASUPRA CONŢINUTULUI DE SULF ŞI A FORMELOR DE SULF DIN COCSURILE OBŢINUTE DIN HUILE DE GAZ DE VALEA JIULUI*)

DE

I. BLUM, TH. PIATKOWSKI şi I. EPURE

In notele anterioare [1], [2] şi [3] s-au arătat rezultatele încercărilor de desulfurare a cocsurilor din huile de gaz din bazinul carbonifer Valea Jiului, utilizînd ca agent desulfurant, diverse gaze trimise prin masa cărbunelui, în timpul procesului de cocsificare.

Literatura de specialitate indică numeroase studii prin care s-a urmărit, prin adaos de substanţe anorganice, modul de comportare a formelor de sulf, din cărbuni, în timpul procesului de cocsificare, pentru a se determina un anumit sens obligatoriu în comportarea lor. Substanţele utilizate sînt : varul uscat sau hidratat, oxizi (magneziu, aluminiu, fier), carbonaţi (sodiu, calciu, magneziu), bioxid de mangan sau siliciu, fosfaţi (calciu, fier, mangan) etc. Asemenea procedee urmăresc în special fixarea sulfului în cocs în compuşi anorganici termostabili, astfel încît sulful să intre uşor în zgura din furnalul înalt fără a mai fi nevoie de adaosuri desulfurante în furnal [4].

A. FIXAREA SULFULUI ÎN COCS

În încercările din lucrarea prezentă ne ocupăm în mod special de modul de comportare al oxidului de calciu la fixarea sulfului în cocs [5]. Alegerea oxidului de calciu s-a făcut pe baza următoarelor consideraţii :

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 15 iulie 1956.

1. Cărbunele de Valea Jiului studiat, fiind o huilă de gaz, adaosul de oxid de calciu îl degresează şi prin aceasta cocsul format va fi mai compact şi mai rezistent, înlăturîndu-se astfel particularitatea de a forma un cocs spongios ; se poate ajunge astfel la formarea unui cocs compact fără a mai fi necesar să se adauge un degresant special.

2. Adăugînd huilei, oxid de calciu, cocsul rezultat să aibe sulful fixat într-o formă termostabilă astfel încît să nu mai fie necesară o adăugare de carbonat de calciu în furnalul înalt, care de altfel se adaugă tocmai în vederea desulfurării.

3. S-a mai presupus că o parte din sulful organic iniţial, din cărbune, va trece în altă formă, susceptibilă de a fi mai uşor de îndepărtat printr-un tratament ulterior cocsificării, de exemplu cu gaz oarecare desulfurant. In acest scop s-a încercat desulfurarea cocsului obţinut din cocsificarea unui amestec de cărbune şi oxid de calciu, prin tratarea cu hidrogen la diverse temperaturi, care în lucrările anterioare s-a dovedit a avea efectul desulfurant optim.

4. S-a căutat să se stabilească cum se face repartiţia de sulf în derivatele pirogenetice ţinînd seamă de faptul că sulful va fi fixat — total sau parţial — în forme termostabile sub acţiunea oxidului de calciu.

5. În sfîrşit s-a urmărit să se stabilească forma sub care vor apare componenţii cu sulf termostabili din cocsul format din huilă şi adaos de oxid de calciu, la arderea acestui cocs.

Modul de lucru

Pentru efectuarea lucrărilor s-au utilizat trei probe de huilă de Valea Jiului, provenite de la aceeaşi mină dar spălate la conţinut diferit de cenuşă (steril). S-au ales aceşti cărbuni pentru a urmări concomitent şi influenţa cenuşii asupra compuşilor cu sulf. Huilele cu care s-a lucrat au avut următoarele caracteristici :

	I	II	III
umiditate	2,75 %	2,63 %	2,20 %
cenuşă	7,80 %	9,64 %	14,22 %
materii volatile	39,47 %	38,72 %	36,95 %
sulf total	3,40 %	3,01 %	3,13 %
granulaţie	0—2 mm	0—2 mm	0—2 mm

Oxidul de calciu utilizat în lucrări a avut conţinutul de sulf mai mic decît 0,01% şi granulaţie 0—0,2 mm.

Pentru prepararea cocsurilor s-a procedat în felul următor : s-au făcut amestecuri intime de cărbune şi oxid de calciu, s-au amestecat cu 10% apă şi s-au omogenizat bine. Amestecul pentru cocs a fost trecut într-o retortă cilindrică, de fier de circa 800 cm^3, iar după aceea a fost bine tasat şi acoperit cu un capac prevăzut cu o ţeavă laterală. Retorta a fost introdusă într-un cuptor electric a cărui temperatură era de circa 800°C. Regimul de temperatură a fost astfel condus în cît în timp de două ore şi jumătate să se ajungă, în mijlocul încărcăturii de cocs, la 950°C,

între retortă şi mufa cuptorului temperatura indicată la sfîrşitul operaţiei era de circa 1050°C. Temperaturile au fost măsurate cu un termoelement Pt-Pt-Rh.

Retortele în care s-au făcut cocsificările sînt confecţionate din tablă de fier de 2 mm grosime. Ele au forma cilindrică cu diametrul de 80 mm şi înălţimea de 100 mm. Capacul retortelor este prevăzut cu o ţeavă laterală prin care se evacuează materiile volatile şi una verticală închisă jos prin care se introduce termoelementul pentru măsurarea temperaturii în masa de cocs.

Cocsul format se scoate din retortă după ce aceasta a fost răcită, în exterior, cu apă.

S-au cocsificat amestecuri de cărbune şi oxid de calciu în următoarele proporţii :

cărbune	%	95	94	93	92	90	80
CaO	%	5	6	7	8	10	20

Asupra cocsurilor, preparate în acest mod s-au efectuat următoarele analize şi încercări :

1. Sulf total*),
2. Sulf sulfură,
3. Sulf piritic,
4. Sulf sulfat,
5. Rezistenţa la toba de laborator **).

Rezultatele acestor încercări şi analize sînt trecute în tablourile nr. 1, 2 şi 3.

Din cercetarea tablourilor nr. 1, 2 şi 3 se desprind următoarele :

a) Adaosul de oxid de calciu în cărbunele supus cocsificării are ca efect fixarea sulfului în cocsul format.

b) Fixarea este cu atît mai pronunţată cu cît cantitatea de oxid de calciu adăugată este mai mare, pînă la o fixare aproximativ integrală.

c) Sulful din diferitele forme de compuşi cu sulf se fixează în special sub formă de sulf sulfură.

d) Nu se observă o influenţă caracteristică a conţinutului variabil de cenuşă asupra fixării sulfului de către oxidul de calciu.

În afară de încercările cu oxid de calciu s-au mai făcut încercări şi cu carbonat de calciu. Rezultatele acestor încercări sînt trecute în tabloul nr. 4. Rezistenţa la tobă a cocsurilor preparate cu oxid şi carbonat de calciu sînt trecute în tabloul nr. 5.

---

*) Determinările formelor de sulf au fost efectuate prin metodele arătate în notele anterioare.

**) Rezistenţa cocsului a fost determinată cu toba Nedelmann : 100 g cocs de granulaţie 15—20 mm a fost supus acţiunei tobei timp de un minut. La scoaterea din tobă cocsul a fost cernut prin sitele de 10 mm şi 1 mm obţinîndu-se astfel trei fracţiuni :

10 mm ; 1—10 mm şi 1 mm.

B. ÎNCERCĂRI DE DESULFURARE CU HIDROGEN A COCSURILOR PREPARATE CU ADAOSURI DE OXID DE CALCIU

Asupra cocsurilor preparate cu oxid de calciu au fost efectuate încercări de desulfurare cu hidrogen ca agent desulfurant. În notele anterioare a fost arătat că hidrogenul s-a dovedit a fi agentul desulfurant cel mai eficace dintre gazele studiate, dacă cocsificarea se face în curent de hidrogen.

Încercările de desulfurare cu hidrogen au fost făcute în instalația descrisă în nota II. S-a lucrat asupra unui cocs preparat din 95% huilă de Valea Jiului (3,40% sulf total și 7,80% cenușă) și 5% oxid de calciu. Prin acest strat de cocs de granulație de 2—4 mm încălzit la diverse temperaturi între 500 și 1000°C a fost introdus un curent de hidrogen de 15 l/oră, timp de o oră.

Cocsul tratat cu hidrogen a fost analizat din punct de vedere al conținutului de sulf total și al formelor de sulf.

Rezultatele acestor analize sînt consemnate în tabloul nr. 6.

Din datele cuprinse în tabloul nr. 4 se desprind următoarele:

a) Efectul desulfurant al hidrogenului asupra cocsului format din amestecuri de huilă cu oxid de calciu este redus cu circa 20%.

b) Acțiunea desulfurantă se exercită asupra formelor sulf sulfură și sulf organic.

C. CONȚINUTUL DE SULF AL GAZELOR OBȚINUTE LA COCSIFICAREA HUILEI DE VALEA JIULUI CU ADAOSURI DE OXID DE CALCIU

În urma constatării că cea mai mare parte din sulful conținut în cărbune este reținut în cocsul preparat din huilă de gaz, datorită adaosului de oxid de calciu, am urmărit să stabilim dacă prin acest procedeu s-ar putea obține gaze lipsite total sau cu conținut redus de sulf.

Problema prezentînd deosebită importanță, pentru obținerea de gaze de cocs și de generator cu conținutul redus de sulf s-a făcut dozarea hidrogenului sulfurat din gazele obținute prin cocsificarea amestecurilor de huilă de gaz de Valea Jiului și oxid de calciu.

Pentru aceste încercări s-a lucrat cu probe în greutate totală de 20 g formate din huilă precum și din amestecuri de huilă și oxid de calciu. S-a lucrat cu același cărbune de Valea Jiului (3,40% sulf total și 7,80% cenușă) ca la cocsificările în retorta de fier. Cocsificările au fost executate într-un tub de cuarț închis la un capăt, iar la celălalt capăt prevăzut cu un șlif în care era introdusă o altă piesă tot de cuarț umplută cu vată de sticlă, pentru reținerea gudronului. Gazele degajate au fost conduse printr-un tub cu bule în care se afla soluție de acetat de cadmiu 10%.

Dozarea sulfului reținut cu sulfură de cadmiu s-a făcut după metoda indicată în nota II.

Rezultatele obținute la aceste încercări sînt trecute în tabloul nr. 7.

Din datele cuprinse în tabloul nr. 7 se constată că adaosul de oxid de calciu reduce proporțional cantitatea de compuși cu sulf — respectiv H_2S — din produsele volatile rezultate din procesul pirogenetic.

D. CONȚINUTUL DE SULF AL CENUȘELOR OBȚINUTE DIN COCSURILE PREPARATE DIN HUILĂ DE VALEA JIULUI CU ADAOS DE OXID DE CALCIU

Pentru a se constata comportarea sulfului fixat în cocsul preparat din huilă de gaz și adaosuri de oxid de calciu, la ardere s-a făcut dozarea sulfului fix din cenușele preparate din aceste cocsuri. Sulful fix a fost fixat după metoda Grittner în cenușele preparate din huilă de gaz de Valea Jiului, din cocsul din huilă fără adaos și din cocsurile din huilă cu adaosuri de oxid de calciu.

Cenușele au fost preparate prin arderea cărbunelui și cocsurilor la 800°C într-un cuptor electric cu mufă.

S-a lucrat cu cenușele cocsurilor menționate în tablourile nr. 2 și 3.

Analizele efectuate în acest capitol au avut ca scop de a lămuri comportarea posibilă a sulfului din cocsul preparat cu oxid de calciu în furnalul înalt, în cubilou și în generatorul de gaz.

Rezultatele acestor analize sînt redate în tabloul nr. 8.

CONCLUZII

1. Adaosul de oxid de calciu în amestecul de cocsificare are ca efect o fixare masivă de sulf în cocs, micșorînd astfel foarte mult sulful trecut în materiile volatile.

2. Sulful fixat în cocs, prin adaos de oxid de calciu, îmbogățește puternic cocsul în sulf sulfură.

3. Sulful organic rămas în cocsul preparat din cărbune cu adaos de oxid de calciu este mai mic decît în cocsul fără adaos și anume cu atît mai mic cu cît adaosul de oxid de calciu este mai mare.

4. Rezultă că în cocsul format din cărbune, sub acțiunea oxidului de calciu se fixează sub formă de sulf sulfură atît o parte din sulful organic din cocs care de altfel rămîne ca atare, cît și cea mai mare parte din sulful care ar trece în compușii din materiile volatile.

5. Adaosul de oxid de calciu la huilele de gaz din Valea Jiului mărește rezistența mecanică a cocsului format.

6. Atacul cu hidrogen, ca agent desulfurant, asupra cocsului îmbogățit în sulf, în urma adaosului de oxid de calciu la cărbunele supus cocsificării, nu reduce în măsură suficientă sulful din cocs, deci sulful fixat prin acest procedeu este rezistent la acțiunea acestui agent desulfurant. Efectul desulfurant al hidrogenului însă, crește cu temperatura.

7. La arderea cocsurilor preparate cu adaosuri de oxid de calciu, cea mai mare parte din sulful conținut în cocs rămîne sub formă de sulf fix în cenușă. Procentul de sulf reținut în cenușă este cu atît mai mare cu cît conținutul de oxid de calciu este mai mare. In consecință adaosul de oxid de calciu constituie un mijloc de a reduce masiv conținutul de SO_2 în gazul de ardere al huilei sau cocsului rezultat.

8. In afară de încercările cu oxid de calciu ale căror rezultate sînt expuse în tablourile respective arătate mai sus, au mai fost făcute încercări de desulfurare cu carbonat de calciu. Rezultatele obținute merg pe aceeași linie cu cele de la încercările făcute cu oxid de calciu, dar acțiunea de fixare a sulfului în reziduu este mai redusă.

Tabloul nr. 1

Fixarea sulfului în cocsul preparat din huilă de Valea Jiului (3,40% sulf total şi 7,80% cenuşă) cu adaos de oxid de calciu şi formele de sulf din cocsul respectiv

Huilă de gaz de Valea Jiului	—	3,40	—		0,38	1,35	0,30	1,37
Proba	Cocs brut %	Sulf total %	Raportat la sulf total = 100 din cărbune iniţial		Sulf sulfură %	Sulf piritic %	Sulf sulfat %	Sulf organic %
			Sulf total în cocs %	Sulf în materii volatile %				
Cocs din huilă fără adaos	61,82	2,81	50,11	49,89	1,07	0,15	0,05	1,54
Cocs din huilă 95% şi CaO 5%	63,45	4,25	83,50	16,50	2,71	0,17	0,08	1,29
Cocs din huilă 94% şi CaO 6%	64,01	4,20	84,17	15,83	3,13	0,15	0,09	0,83
Cocs din hu lă 93% şi CaO 7%	64,80	4,40	88,73	11,27	3,37	0 15	0,08	0,79
Cocs din huilă 92% şi CaO 8%	65,37	4,45	93,10	6,90	3,45	0,17	0,09	0,74

Tabloul nr. 2

Fixarea sulfului în cocsul preparat din huilă de Valea Jiului (3,01% sulf total şi 9,64% cenuşă) cu adaos de oxid de calciu

Huilă de gaz de Valea Jiului	—	3,01	—		urme	1,42	0,25	1,34
Proba	Cocs brut %	Sulf total în cocs %	Raportat la sulf total = 100 din cărbune iniţial		Sulf sulfură %	Sulf piritic %	Sulf sulfat %	Sulf organic %
			Sulf total în cocs %	Sulf în materii volatile %				
Cocs din huilă fără adaos	62,10	2,47	50,93	49,07	1,06	0,45	0,06	0,90
Cocs din huilă 95% şi CaO 5%	63,91	3,85	86,13	13,87	2,67	0,13	0,09	0,96
Cocs din huilă 90% şi CaO 10%	65,60	3,85	93,22	6,78	2,83	0,37	0,10	0,45
Cocs din huilă 80% şi CaO 20%	70,66	3,33	97,65	2,35	2,69	0,32	0,12	0,54

Tabloul nr. 3

Fixarea sulfului în cocsul preparat din huilă de Valea Jiului (3,13% sulf total şi 14,23% cenuşă) cu adaos de oxid de calciu şi formele de sulf din cocsul respectiv

Huilă de gaz de Valea Jiului	—	3,13	—		0,015	1,88	0,20	1,03
Proba	Cocs brut %	Sulf total %	Raportat la sulful total = 100 din cărbuni iniţial		Sulf sulfură %	Sulf piritic %	Sulf sulfat %	Sulf organic %
			Sulf. total în cocs %	Sulf în materii volatile %				
Cocs din huilă fără adaos	63,75	2,79	56,82	43,18	1,06	0,16	0,02	1,55
Cocs din huilă 95% şi CaO 5%	65,37	4,21	92,52	7,48	3,09	0,15	0,03	0,94
Cocs din huilă 90% şi CaO 10%	66,07	4,10	96,24	3,76	3,29	0,17	0,03	0,61
Cocs din huilă 80% şi CaO 20%	69,50	3,53	98,00	2,00	2,81	0,12	0,03	0,57

Tabloul nr. 4

Fixarea sulfului în cocsul preparat din huilă de Valea Jiului (3,4% sulf total şi 10,73% cenuşă) cu adaos de carbonat de calciu

Huilă de gaz de Valea Jiului	—	3,44	—	
Proba	Cocs brut %	Sulf total %	Raportat la sulf total = 100 din cărbune iniţial	
			Sulf total în cocs %	Sulf în materii volatile %
Cocs din huilă fără adaos	61,62	3,00	53,78	46,22
Cocs din huilă 95% şi Ca CO_3 5%	62,00	3,39	64,31	35,69
Cocs din huilă 94% şi Ca CO_3 6%	62,00	3,35	64,24	35,76
Cocs din huilă 93% şi Ca CO_3 7%	61,40	3,43	65,86	34,14
Cocs din huilă 92% şi Ca CO_3 8%	62,21	3,23	63,68	36,32
Cocs din huilă 91% şi Ca CO_3 9%	61,18	3,26	63,69	36,31
Cocs din huilă 90% şi Ca CO_3 10%	61,97	3,49	69,74	30,26
Cocs din huilă 80% şi Ca CO_3 20%	63,39	3,06	70,48	29,52

Tabloul nr. 5

Rezistența la tovă a cocsurilor preparate cu adaos de oxid de calciu, respectiv carbonat de calciu

Proba	Huilă de gaz de Valea Jiului (7,80 % cenușă) cu adaos de CaO			Huilă de gaz de Valea Jiului (10,73 % cenușă) cu adaos de $CaCO_3$		
	>10 mm	1—10 mm	<1 mm	>10 mm	1-10 mm	< 1 mm
Cocs din huilă fără adaos	76,0	15,0	9,0	79,4	9,6	11,0
Cocs din huilă 95 % și adaos 5 %	77,5	13,5	9,0	79,1	9,9	11,0
Cocs din huilă 94 % și adaos 6 %	84,5	7,5	8,0	82,5	7,9	9,6
Cocs din huilă 93 % și adaos 7 %	83,0	10,0	7,0	82,3	7,7	9,0
Cocs din huilă 92 % și adaos 8 %	80,0	11,0	9,0	81,2	8,1	10.7
Cocs din huilă 91 % și adaos 9 %	—	—	—	80,1	7,3	12,6
Cocs din huilă 90 % și adaos 10 %	—	—	—	71,8	17,7	10,5
Cocs din huilă 80 % și adaos 20 %	—	—	—	69,5	8,8	21,7

Tabloul nr. 6

Influența hidrogenului asupra sulfului total și a formelor de sulf din cocsul preparat din huilă de Valea Jiului (3,40 % sulf total și 7,8 % cenușă) cu adaos de oxid de calciu 5 %

Temperatura de lucru	Sulf în cocsul inițial	4,21 %			3,09 %			0,15 %			0,04 %			0,93 %		
		Sulf total			Sulf sulfură			Sulf piritic			Sulf sulfat			Sulf organic		
		Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful inițial = 100	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful inițial = 100	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful inițial = 100	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful inițial = 100	Efectul desulfurării	Sulf în cocs	Sulf rămas față de sulful inițial = 100	Efectul desulfurării
°C		%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%
1 000	3,45	81,95	18,05	2,70	87,38	12,62	0,09	60,00	40,00	0,04	100,00	0,00	0,62	66,66	33,34
900	3,75	89,07	10,93	2,77	89,64	10,36	0,12	80,00	20,00	0,04	100,00	0,00	0,82	88,17	11,83
800	3,89	92,40	7,60	2,88	93,20	6,80	0,14	93,33	6,67	0,03	75,00	25,00	0,84	90,92	9,08
700	3,97	94,30	5,70	2,90	93,59	6,41	0,14	93,33	6,67	0,03	75,00	25,00	0,90	96,77	3,23
600	3,04	95,96	4,04	2,93	94,82	5,18	0,15	100,00	0,00	0,04	100,00	0,00	0,92	98,92	1,08
500	4,18	99,49	0,51	3,02	97,73	2,27	0,15	100,00	0,00	0,04	100,00	0,00	0,98	—	—

Tabloul nr. 7

Conținutul de sulf al gazelor obținute la cocsificarea huilei de gaz de Valea Jiului (3,13% sulf total și 14,23% cenușă) cu adaos de oxid de calciu

Proba	Gaze obținute l/kg cărbune	H_2S în gaze volatile %	Sulf în gaze g/m³ N	Sulf în volatile față de sulful total din cărbune inițial = 100	
				în gaze % (analizat)	în condensat % (prin diferență)
Cocsificarea huilei fără adaos	373	1,45	21,15	25,38	17,80
Cocsificarea amestecului 95% huilă 5% CaO	368	0,30	4,35	5,10	2,38
Cocsificarea amestecului 90% huilă 10% Ca	363	0,15	2,06	2,39	1,45
Cocsificarea amestecului 80% huilă 20% CaO	359	0,072	1,05	1,18	0,85

Tabloul nr. 8

Dozarea sulfului fix din cenușile rezultate din arderea a două huile de Valea Jiului și din arderea cocsurilor preparate din amestecuri din aceste huile cu oxid de calciu

Cenuși din :	Huila II				Huila III			
	Bilanțul sulfului				Bilanțul sulfului			
	Cenușa %	Sulf în cocs %	Sulf în cenușă %	Sulf în gaze de ardere (prin diferență) %	Cenușa %	Sulf în cocs %	Sulf în cenușă %	Sulf în gaze de ardere (prin diferență) %
Huilă	9,64	3,01	2,52	2,76	14,23	3,13	2,02	2,85
Cocs de huilă	19,05	2,47	1,29	2,23	23,60	2,79	1,33	2,48
Cocs de huilă cu 5% CaO	28,74	3,85	11,16	0,65	36,53	4,21	7,51	1,47
Cocs de huilă cu 10 % CaO	34,89	3,85	10,49	0,19	43,45	4,10	8,55	0,39
Cocs de huilă cu 20% CaO	43,04	3,33	7,01	0,28	50,79	3,53	6,77	0,09

ОПЫТЫ ОБЕССЕРИВАНИЯ КОКСУЮЩИХСЯ УГЛЕЙ РНР

СООБЩЕНИЕ IV.

ВЛИЯНИЕ НЕОРГАНИЧЕСКИХ ДОБАВОК НА СОДЕРЖАНИЕ СЕРЫ И ВИДОВ ЕЕ СОЕДИНЕНИЙ В КОКСЕ, ПОЛУЧЕННОМ ИЗ ГАЗОВОГО УГЛЯ ВАЛЯ ЖИУЛУЙ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В данном сообщении даются результаты испытаний коксования газового угля из Валя Жиулуй в смеси с окисью кальция. Целью исследования было получение плотного и прочного кокса, при котором не добавлялось известняка в доменную печь.

Вначале испытывалось обессеривающее действие водорода на коксе, приготовленном с различной процентной добавкой окиси кальция.

Далее определялось количество сероводорода в газах, выделяющихся при коксовании соответствующих смесей.

Определялась также нелетучая сера в золе, полученной при сжигании кокса, приготовленного с различной процентной добавкой окиси кальция.

Наконец было установлено, что при известном проценте добавленной окиси кальция сера из угля задерживается почти полностью в коксе, а в газе остается лишь около 1 г/м^3 N.

ESSAIS DE DÉSULFURATION DU CHARBON COKÉFIABLE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

NOTE IV

INFLUENCE DES ADDITIONS ANORGANIQUES SUR LA TENEUR EN SOUFRE ET SUR LES FORMES DE SOUFRE DES COKES OBTENUS DES HOUILLES À GAZ DE LA VALLÉE DU JIU

(RÉSUMÉ)

La Note présente les résultats des essais de cokéfaction de la houille à gaz de la vallée du Jiu, en mélange avec l'oxyde de calcium. Le but de l'étude a été l'obtention d'un coke compact et résistant, n'exigeant plus l'addition de calcaire au fourneau.

On a procédé aussi à des essais sur l'action désulfurante de l'hydrogène sur le coke préparé avec divers taux d'oxyde de calcium.

On a déterminé la quantité d'hydrogène sulfuré dans les gaz de distillation, émanés pendant la cokéfaction des mélanges respectifs.

On a déterminé aussi le contenu en soufre fixe des cendres produites par la combustion des cokes préparés avec divers taux d'oxyde de calcium.

On a constaté, enfin, que, pour certaines proportions d'oxyde de calcium ajouté, le soufre de la houille est presque intégralement retenu du coke, les gaz n'en contenant qu'environ 1 g/m^{3}N.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Blum, M. Goruneanu şi Th. Piatkovski, Bul. Stiinţ. Acad. R. P. R. Secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, t. IV, nr. 1—2, p. 101. 1952.
2. I. Blum, Th. Piatkowski şi N. Sîrbu, Studii şi cercetări de energetică, t.V. nr. 1—2, 1955.
3. I. Blum, H. Mandel şi D. Maftei, Studii şi cercetări de energetică, t. V, nr. 3—4, 1955.
4. T. A. Mangelsdorf a. F. Bronhton, Ind. Eng. Chem., 1932, nr. 24, p. 1136.
5. O. Simmersbach u. G. Schneider, *Kokschemie*. J. Springer, Berlin, 1930.
6. Diehl-Faber, D.R.P., 233.892.
7. B. I. Kustovi L. A. Koliandr, *Koksovîi gaz*. Metallurghizdat, Harkov-Moscova, 1947.
8. M. M. Dmitrev, H. H. Egorovi D. D. Zigov, *Ocistka ot seri Koksovalnovo i drughih goriucih gazov*. Mettallurghizdat, Moscova 1950.
9. H. H. Lowry a. Chairman, *Chemistry of Coal Utilisation*. John Willey, New York, 1947.
10. F. Muhlert, *Der Kohlenschwefel*. W. Knapp, Halle-Saale, 1930.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

ELECTROENERGETICĂ

MAŞINI CU INDUCTANŢĂ VARIABILĂ ŞI APLICAŢIA LA CIOCANE ELECTRICE DE MARE RANDAMENT ŞI GREUTATE MINIMĂ PE UNITATEA DE PUTERE*)

DE

M. MARINESCU
MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R.P.R.

INTRODUCERE

Maşinile electrice funcţionînd pe baza variaţiei inductanţei proprii, adică acele maşini în care forţa care se aplică unei armături magnetice mobile provine din variaţia, în raport cu deplasarea acestei armături, a inductanţei proprii, au încă astăzi, o răspîndire redusă faţă de maşinile în care forţele provin din acţiunea unui cîmp magnetic (de excitaţie) asupra unui conductor parcurs de curent. Această situaţie se datoreşte convingerii, s-ar putea spune cvasiunanime printre specialişti, că aceste maşini au un randament, şi factor de putere, scăzute şi deci şi o putere redusă pe unitatea de greutate — ceea ce le face improprii de a fi folosite la puteri mari — de ordinul 1 kW şi mai mult.

Am căutat să calculăm în lucrările anterioare [1], [2] şi [3], anumite valori limită a diferiţilor parametrii şi indici tehnico-economici ai acestor maşini şi care pot fi atinse, în mod teoretic. Aceste valori ne-au arătat că din punct de vedere principial, performanţele maşinilor în chestiune nu ar trebui să difere de acele ale maşinilor electrice care astăzi au cea mai largă răspîndire, avînd în plus avantajul unor soluţii constructive cu mult mai simple.

Dacă în practică situaţia nu se prezintă astfel, aceasta se datoreşte faptului că maşinile cu inductanţă variabilă ce se construiesc astăzi neavînd încă o teorie adecvată şi o metodică de calcul, sînt dimensionate mai mult sau mai puţin empiric, departe de dimensionarea optimă, care necesită o cunoaştere aprofundată a teoriei funcţionării acestor maşini. Ca o consecinţă, nici soluţiile constructive adoptate nu sînt cele mai potrivite.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 25 ianuarie 1957.

În prezenta lucrare vom stabili o teorie și metodică de calcul a unei asemenea mașini, cu mișcare oscilantă rectilinie — și acțiune percutantă și care se poate generaliza și aplica la orice mașini de acest gen.

De asemenea, vom ilustra teoria și metodica de calcul propuse prin aplicarea la realizarea și măsurătorile efectuate asupra unui prototip de ciocan electric.

Lucrarea va fi împărțită în următoarele părți:

1. Analiza teoretică — a acțiunii forțelor electro-magnetice asupra unui sistem mecanic oscilant *disipativ-percutant.*

2. Măsurători electrice statice și dinamice efectuate asupra unui prototip și concluziile ce se pot trage asupra funcționării mașinii.

PARTEA I

ANALIZA EFECTULUI FORȚELOR ELECTROMAGNETICE, PRODUSE DE UN FLUX SINUSOIDAL, ASUPRA UNUI SISTEM OSCILANT (REZONATOR MECANIC)

1. *Calculul forței electromagnetice.* Vom considera electromagnetul din figura 1.

Se știe că forța electromagnetică f în funcție de flux și inductanță și în absența saturației magnetice, este dată de relația

$$f = -\frac{1}{2} n^2 \varphi^2 \frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right), \tag{1}$$

în care avem

φ = fluxul care străbate miezul central,

L = inductanța bobinei,

n = numărul de spire al bobinei,

y = deplasarea armăturii față de electromagnet sau față de o origine fixă în raport cu aceasta.

Ecuația (1) este valabilă oricare ar fi $\varphi(t)$ și $L(y)$.

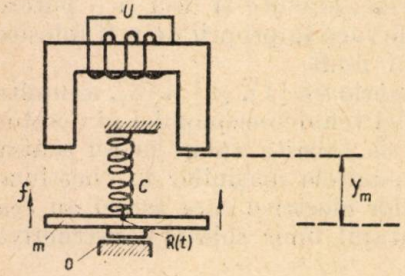


Fig. 1. — Electromagnet alimentat sub tensiune sinusoidală și a cărui armătură de masă m constituie un sistem oscilant *disipativ-percutant.*

2. *Cazul fluxului sinusoidal.* Dacă $\varphi = \varphi_m \sin(\omega t + \psi)$ vom avea

$$f = F_0 - F\cos(\Omega t + 2\psi), \tag{2}$$

unde

$$F_0 = F = -\frac{1}{4} n^2 \varphi_m^2 \frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right), \tag{3}$$

iar

$$\Omega = 2\omega.$$

Fluxul sinusoidal poate fi obținut prin aplicarea unei f.e.m. sinusoidale bobinei electromagnetului în cazul cînd se neglijează rezistența ohmică față de reactanță.

În acest caz avem

$$\sqrt{2}\, E_{ef} = n\,\omega\,\varphi_m, \tag{4}$$

unde E_{ef} reprezintă valoarea eficace a f.e.m. sinusoidale aplicate bobinei.

Punînd :

$$K = -\frac{1}{2} n^2 \varphi_m^2 = -\frac{1}{2}\frac{E_{ef}^2}{\omega^2}, \tag{5}$$

relațiile (3) se pot scrie

$$F_0 = F = K \frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right). \tag{6}$$

3. *Ecuația mișcării armăturii.* Vom presupune că energia comunicată armăturii de travaliul forței dată de ecuația (2) într-o perioadă a mișcării se consumă toată în șoc.

În acest scop, putem să ne imaginăm, pe figura 1 că mișcarea armăturii are loc între o poziție extremă, de depărtare maximă față de electromagnet și fixată de un obstacol în care izbește, cedînd toată energia sa cinetică, și o altă poziție extremă, de depărtare minimă, față de electromagnet și fixată pe forța elastică maximă de comprimare a resortului c. În aceste condiții putem spune că în mișcarea de atracție a armăturii forța electromagnetică armează resortul, iar în mișcarea de „depărtare" resortul se destinde și proiectează armătura pe obstacol.

Mișcarea armăturii în intervalul a două percursiuni succesive va fi dată de ecuația

$$m\frac{d^2y}{dt^2} + \frac{1}{c}y + \frac{1}{c}y_0 = F - F\cos(\Omega t + 2\psi), \tag{7}$$

în care avem

m = masa armăturii,

c = elasticitatea resortului,

y = deplasarea armăturii măsurată începînd de la obstacol (vom conveni ca $y>0$),

y_0 = deplasarea armăturii, din poziția în care resortul este complet destins (în absența obstacolului) și pînă în poziția de șoc,

$\frac{1}{c}y_0$ reprezintă deci forța de precomprimare a resortului și cu care acesta apasă pe obstacol, în stare statică.

În ecuația (7) se mai presupune forța mecanică rezistivă de frecări a sistemului neglijabilă față de celelalte forțe care intervin în mișcare, conform cu ecuația (7).

Această presupunere corespunde cazului practic.

Introducînd în (7) valoarea lui F dată de (6), obținem

$$m\frac{d^2y}{dt^2} + \frac{1}{c}y + \frac{1}{c}y_0 = K\frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right) - K\frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right)\cdot\cos(\Omega t + 2\psi). \tag{8}$$

Dezvoltînd pe L (y) ca polinom de y, putem scrie

$$\frac{1}{L} = \alpha_0 + \alpha_1 y + \frac{\alpha_2}{2}y^2 + \cdots \tag{9}$$

$$\frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right) = \alpha_1 + \alpha_2 y + \cdots = \sum_{n=2}^{\infty} \alpha_n y^{n-2} + \alpha_1. \tag{10}$$

Observăm că putem determina coeficienții α_n ai acestei dezvoltări ridicînd static cu armătura blocată în diferite poziții, curba de variații a lui L cu y.

Eliminînd pe $\frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right)$ între (10) și (8), obținem ecuația (11)

$$m\frac{d^2y}{dt^2}+\left[\frac{1}{c}-K\sum_{n=2}^{\infty}\alpha_n y^{n-2}+K\sum_{n=2}^{\infty}\alpha_n y^{n-2}\cos(\Omega t+2\psi)\right]y=$$

$$=\Delta F-F_m\cos(\Omega t+2\varphi), \tag{11}$$

unde

$$\Delta F=K\alpha_1-\frac{1}{c}y_0\,;\ F_m=K\alpha_1\,, \tag{12}$$

pentru $n=2$, ecuația (11) devine

$$m\frac{d^2y}{dt^2}+\left[\frac{1}{c}-K\alpha_2+K\alpha_2\cos(\Omega t+2\psi)\right]y=\Delta F-F_m\cos(\Omega t+2\psi), \tag{13}$$

iar dacă și $\alpha_2=0$, avem

$$m\frac{d^2y}{dt^2}+\frac{1}{c}y=\Delta F-F_m\cos(\Omega t+2\psi). \tag{14}$$

Să examinăm succesiv ecuațiile (14), (13) și (11).

a) Ecuația (14) care se referă după cum ușor se poate vedea la cazul

$$\frac{1}{L}=\alpha_0+\alpha_1 y \tag{15}$$

reproduce identic pe aceea dintr-un studiu al nostru anterior [4] și care privește determinarea condițiilor de maxim a efectului percutant al unui *rezonator mecanic* (m, c) solicitat de o forță variind sinusoidal în jurul unei valori medii F_0 și constrîns în mișcare de prezența unui obstacol în care lovește, cedînd întreaga sa energie cinetică.

Am arătat în acea lucrare că mișcarea nu este sinusoidală și că între amplitudinea de oscilație y_m amplitudinea forței sinusoidale aplicate F_m și elasticitatea c, avem relația

$$y_m=q.F_m.\,c, \tag{16}$$

q fiind o constantă.

De asemenea, între viteza de șoc v_m, pulsația Ω a mișcării și y_m avem relația

$$v_m=k\,\Omega y_m\,, \tag{17}$$

k fiind o altă constantă;
iar energia de șoc maximă are loc cînd

$$\Omega=2\omega=\frac{1}{\sqrt{mc}}\ ;\ F_0-F_m=\frac{1}{c}y_0. \tag{18}$$

în care caz avem $q_1 = 3$; $k_1 = 1$. După cum se vede forțele constante F_0 și $\frac{1}{c} y_0$ schimbă condițiile și valoarea maximului energiei cedate.

Prin analogie cu mișcarea sinusoidală, q a fost denumit factor de rezonanță, iar k factor de formă.

Cum în cazul nostru $F_0 = F_m$, rezultă $y_0 = 0$ și deci maximul de energie, în cazul forței de natură electromagnetică, dezvoltată într-un circuit magnetic în care $\frac{1}{L} = \alpha_0 + \alpha_1 y$, are loc la o *precomprimare nulă a resortului*.

De asemenea, acest caz definit de ecuația (14) corespunde după cum ușor se poate vedea din (15), lipsei fluxului de *dispersie* și de *scăpări*, între miez și armătură. Este deci un caz ideal.

Îndată ce apare dispersia și scăpările de flux — ecuația care definește mișcarea va fi ecuația (13) sau (11).

b) Ecuația (13) se referă la cazul $\frac{1}{L} = \alpha_0 + \alpha_1 y + \alpha_2 y^2$, deci intervin scăpări de flux și dispersie. Observăm că membrul drept al ecuației este același; în schimb însă, parametrul elastic (coeficientul lui y din membrul stîng al ecuației) se compune de astă dată atît din elasticitatea mecanică c, cît și dintr-o elasticitate $e' = -\frac{1}{K\alpha_2}$ constantă, caracterizînd reacția fluxului de dispersie și scăpări în circuitul mecanic și care ridică sau scade frecvența de rezonanță proprie a sistemului mecanic, după semnul lui α_2. În sfîrșit mai intervine și elasticitatea variabilă sinusoidală cu pulsația Ω. Recunoaștem în ecuația (13) o ecuație de tip Mathieu cu membru al doilea ale cărei soluții pot iarăși să fie calculate. O analiză mai aprofundată ne arată că și pentru acest caz putem scrie relații de felul celor definite de (16) și (17), percursia maximă avînd loc tot pentru rezonanță și precomprimare nulă, cu deosebirea că q și k vor avea alte valori maxime, q_2 și k_2, iar pulsația de rezonanță va fi dată de rigiditatea aparentă $k' = \frac{1}{c'} = \frac{1}{c} - K\alpha_2$.

c) În sfîrșit, ecuația (11) se referă la cazul general cînd $\frac{1}{L}$ este dat de (9).

Observăm că și de astă dată ca și în cazurile particulare *a*) și *b*) — membrul drept al ecuației rămîne același în schimb în parametrul elastic (coeficientul lui y) intervin, pe lîngă elasticitatea mecanică c și elasticitatea electromecanică constantă c' termeni în y la diferite puteri și termeni variind sinusoidal cu timpul. Ecuația devine o ecuație *Mathieu*, neliniară.

Și în acest caz cu totul general vom putea scrie ecuația (16) și (17), energia percutantă maximă avînd însă loc pentru valorile q_n și k_n ale acestor parametri.

Din analiza de mai sus a ecuației (11) și a cazurilor sale particulare (13) și (14) rezultă următoarele concluzii:

În cazul cînd forța care se aplică unui *rezonator mecanic* (m, c) *disipativ-percutant* (cedînd energie prin șoc) este de natură electromagnetică, provenind din acțiunea unui flux sinusoidal, asupra unei armături mobile, efectul este același ca al unei forțe variind sinusoidal în jurul unei valori medii egale cu amplitudinea componentei sinusoidale și acționînd asupra unui *rezonator aparent* — al cărui parametru elastic cuprinde pe lîngă elasticitatea mecanică c și o serie de termeni de diferite puteri în y și sinusoidali cu timpul — și ai căror coeficienți provin din coeficienții curbei inductanței $L(y)$.

În cazul „ideal" al absenței fluxului de scăpări și dispersie, *rezonatorul aparent* se reduce la rezonatorul mecanic real.

Aplicînd și cazului general al *rezonatorului aparent* rezultatele obținute asupra cazului „ideal" al rezonatorului mecanic vedem că problema funcționării unei asemenea mașini electrice și a determinării condițiilor maximului de efect percutant ce se poate obține, se reduce la determinarea parametrilor q_n, k_n, F_m, α_1, $\alpha_2, \cdots, \alpha_n$.

Vom vedea în cele ce urmează cum putem determina prin măsurători electrice „statice" (cu armătura blocată) pe F_m, α_1, α_2, $\cdots$, α_n, și prin măsurători electrice „dinamice" (cu armătura mobilă), pe q_n și k_n și cum putem ridica cu ajutorul acestor parametri o *diagramă de funcționare a mașinii.*

4. *Determinarea amplitudinei F_m a forței sinusoidale, aplicată rezonatorului aparent.* Din (10) se vede că

$$\alpha_1 = \frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right)_{y=0}. \tag{19}$$

Folosind deci (5), (12) și (19), obținem

$$F_m = K\frac{d}{dy}\left(\frac{1}{L}\right)_{y=0} = -\frac{1}{2}\frac{E_{ef}}{\omega}\left(\frac{dI_{ef}}{dy}\right)_{y=0} \tag{20}$$

unde

$$I_{ef} = \frac{E_{ef}}{L\omega}. \tag{21}$$

Interpretînd ecuația (20) putem spune că amplitudinea F_m a forței sinusoidale aplicată *rezonatorului aparent* se determină luînd panta curbei $I_{ef}(y)$ ridicată static, cu armătura blocată, în diferite poziții y, în punctul $y = 0$ (poziția de șoc) și pentru o f.e.m. aplicată, sinusoidală de amplitudine constantă.

5. *Determinarea elasticității electromecanice constante* $c' = -\frac{1}{K\alpha_2}$. Am văzut că în *rezonatorul aparent* din cauza scăpărilor de flux și dispersiei apare elasticitate constantă $c' = -\frac{1}{K\alpha_2}$.

Din (10) vedem că

$$\alpha_2 = \frac{d^2}{dy^2}\left(\frac{1}{L}\right)_{y=0} = \frac{\omega}{E_{ef}}\left(\frac{d^2 I_{ef}}{dy^2}\right)_{y=0}, \tag{22}$$

de unde

$$\frac{1}{c'} = k' = \frac{1}{2} \cdot \frac{E_{ef}}{\omega} \left(\frac{(d^2 I_{ef}}{dy^2} \right)_{y=0} = - \left(\frac{dF_m}{dy} \right)_{y=0} . \tag{23}$$

Interpretînd (23) putem spune deci că „rigiditatea" electromecanică constantă, $\frac{1}{c'}$, este egală cu panta tangentei la curba forței F_m (y) în punctul $y = 0$ (poziția de șoc).

Observație. Tot astfel ceilalți termeni ai parametrului elastic al *rezonatorului aparent* se vor obține din derivatele succesive ale curbei F_m (y), în același punct $y = 0$.

6. *Calculul energiei de șoc.* După cum am văzut la punctul 3 — putem scrie pentru amplitudinea maximă y_m a oscilației și viteza maximă v_m în momentul șocului, în cazul cel mai general al ecuației (11) — relațiile

$$y_m = q_n F_m c, \tag{24}$$

$$v_m = k_n \Omega y_m . \tag{25}$$

Energia cinetică maximă în momentul percursiunii va fi deci

$$\varepsilon_c = \frac{1}{2} m v_m^2 = \frac{1}{2} \frac{1}{c\Omega^2} v_m^2 . \tag{26}$$

Sau eliminînd pe v_m între (25) și (26)

$$\varepsilon_c = \frac{1}{2} k_n^2 q_n^2 F_m^2 c. \tag{27}$$

Eliminînd de asemenea pe $F_m c$ între (24) și (27) obținem

$$\varepsilon_c = \frac{1}{2} k_n^2 \cdot q_n : F_m \cdot y_m . \tag{28}$$

Ecuația care se traduce prin aceea că energia maximă *disponibilă* (corespunzînd lui q și k maxim) pentru a fi cedată prin șoc este egală cu travaliul unei forțe constante de valoare F_m pe parcursul y_m și înmulțit cu un factor de amplificare $\frac{1}{2} k_n^2 \cdot q_n$ care depinde de felul *rezonatorului aparent*: liniar cu parametrii constanți în lipsa fluxului de dispersie și scăpări, neliniar și cu parametrii variabili, în cazul general al prezenței acestor fluxuri.

7. *Diagrama de funcționare a mașinii. Condițiile de intrare, menținere și desprindere din sincronism.* Pe baza celor stabilite putem construi ceea ce vom denumi *diagrama de funcționare* a mașinii și care ne permite să determinăm toate condițiile de funcționare și performanțele mașinii. După cum s-a văzut, energia de șoc maximă disponibilă pentru fiecare y_m este dată de (28). Pe de altă parte, energia cinetică ε_c' a masei m a armăturii în momentul șocului este dată de

$$\varepsilon_c' = \frac{1}{2} m v_m^2 , \tag{29}$$

v_m fiind viteza în momentul şocului. Eliminînd pe v_m între (29) şi (25) obţinem

$$\varepsilon_c' = \frac{1}{2} m k_n^2 \Omega^2 y_m^2 = \frac{1}{2} k_n^2 q_n \frac{m\Omega^2}{q_n} y_m y_m = \frac{1}{2} q_n \cdot F_m' \cdot y_m , \tag{30}$$

unde

$$F_m' = \frac{m\Omega^2}{q_n} y_m . \tag{31}$$

Or, energia cinetică ε_c' a armăturii, pentru a putea fi întreţinută de energia maximă disponibilă ε_c' va trebui să fie cel mult egală cu aceasta din urmă. Deci

$$\varepsilon_c' \leqslant \varepsilon_c$$

sau

$$F_m' \leqslant F_m . \tag{32}$$

Relaţia (32) constituie deci condiţia de întreţinere a mişcării.

Dacă vom trasa pe acelaşi grafic curbele F_m (y_m), deduse după cum s-a văzut din curbele I_{ef} (y_m) şi curbele F_m' (y_m) definite de (31) vom avea, în presupunerea că şi q_n variază cu y_m, diagrama din figura 2.

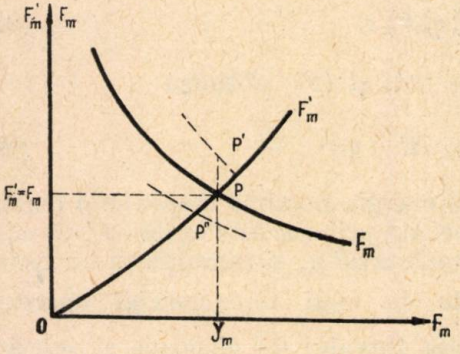


Fig. 2. — Determinarea grafică a condiţiilor pentru percusiunea maximă. Punctul de intersecţie P al celor două curbe F_m şi F'_m corespunzînd, prima energiei disponibile (maxime) pentru un E_{ef} dat, a doua energiei cinetice a armăturii, pentru un $m\Omega^2$ dat, ne determină condiţiile pentru percursiunea maximă.

Punctul de întretăiere P al celor două curbe ne determină condiţiile limită de întreţinere a mişcării, conform cu (32); orice altă curbă, F_m' situată deasupra celei considerate (corespunzînd deci unui $m\Omega^2$ mai mare) va tăia ordonata y_m, într-un punct P' deasupra lui P astfel încît $F_m' > F_m$ şi deci (32) nefiind satisfăcută, mişcarea nu este posibilă. Pentru o curbă F_m' situată dedesubtul celei considerate (corespunzînd deci unui $m\Omega^2$ mai mic), condiţia (32) fiind satisfăcută, mişcarea este posibilă. Pentru a fi posibilă mişcarea în P', va trebui să obţinem trecerea unei curbe F_m prin P', ceea ce se obţine mărind pe E_{ef}; după cum, dacă vrem să fim în P'', la limita de întreţinere, va trebui să micşorăm pe E_{ef} pentru a obţine trecerea unei curbe F_m' prin P''.

Diagrama din figura 2 ne dă astfel posibilitatea de a determina pe q_n pentru un y_m dat. Într-adevăr micşorînd pe E_{ef} pînă la limita de întreţinere a mişcării, vom obţine pe F_m care se întretaie cu ordonata y_m

în punctul P prin care trece și curba F'_m. Vom avea deci $F_m = F_m$, și deci,

$$\frac{m\Omega^2}{q_n} \cdot y_m = F_m ,$$

relația care ne determină pe q_n, celelalte elemente ale relației fiind cunoscute. Repetînd aceeași încercare, pentru diferiți y_m și E_{ef} corespunzători, vom putea trasa curba $q_n = f(y_m)$.

De asemenea, din aceeași diagramă și după ce am determinat pe q_n, avem posibilitatea ca, dîndu-se trei din cei patru parametrii m, Ω, E_{ef} și y_m să determinăm pe al 4-lea, astfel încît energia de șoc să fie maximă, ceea ce se vede imediat din figură, dacă avem trasate familii de curbe F_m, pentru diferiți E_{ef} ca parametru și curbe F'_m, pentru diferiți $m\,\Omega^2$ ca parametru. În sfîrșit, mai observăm pe aceeași diagramă următoarele :

a) Pentru tensiuni E_{ef} suficient de mari, energia disponibilă ε_c trece printr-un maxim în raport cu y_m și deci este avantajos ca energia cinetică ε'_c să se găsească în vecinătatea acelui maxim.

b) Putem avea aceeași energie de șoc sau cu masă mică și cursă mare, deci cu tensiune mică și curent mare, ceea ce conduce la secțiune mare de conductor, sau cu masă mare și cursă mică, deci cu tensiune mare și curent mic, ceea ce conduce la secțiune mare de fier.

Pentru proiectare, dacă se dă secțiunea de fier și secțiunea de conductor, corespunzînd greutății minime [2], pentru puterea dată, este evident că situația optimă, în ceea ce privește masa și cursa, va fi aceea căreia îi corespunde egalitatea pierderilor la fier și conductor și deci ambele materiale sînt la fel de solicitate și de bine folosite.

8. *Factorul de putere și determinarea lui* k_n. Vom stabili acum o relație între k_n și factorul de putere K al unei mașini și care ne va permite ca din măsurători numai electrice, să determinăm și ultimul parametru k_n de care depinde funcționarea mașinii. Scriind egalitatea energiei electrice absorbite cu lucrul mecanic disponibil, disipat în șoc, avem :

$$\frac{\pi}{\omega} K \cdot E_{ef} I'_{ef} = \frac{1}{2} k_n^2 \cdot q_n \cdot F_m y_m \cdot \tag{33}$$

Eliminînd pe F_m între (33) și (20) obținem

$$KI'_{ef} = -\frac{1}{2} \frac{k_n^2 q_n}{2\pi} y_m \left(\frac{dI_{ef}}{dy}\right)_{y=0} . \tag{34}$$

Punînd

$$\mu = \frac{I'_{ef}}{(I_{ef})_{y=0}} < 1, \tag{35}$$

$$y = -\left(\frac{dI_{ef}}{dy}\right)_{y=0} \cdot \frac{1}{\left(\frac{I_{ef}}{y_m}\right)_{y=0}} < 1, \tag{36}$$

obținem

$$k_n^2 = \frac{4\pi K \mu}{q_n \cdot \eta} . \tag{37}$$

În ecuația (37), q_n este cunoscut din măsurătoarea de la punctul 7; η_1 conform definiției (36) se determină static din curba $I_{ef}(y)$, după cum se poate vedea ușor; μ_1 se determină din (35) dacă măsurăm și curentul I'_{ef} în stare dinamică. În sfîrșit K se poate calcula din indicația unui wattmetru și a puterii aparent $P_a = E_{ef} I_{ef}$. Rezultă deci conform cu (37) valoarea lui k_n. Avem astfel toate elementele care ne permit trasarea *diagramei de funcționare* a mașinii și aceasta numai din măsurători electrice.

PARTEA A II-A

RIDICAREA EXPERIMENTALĂ ASUPRA UNUI PROTOTIP A „DIAGRAMEI DE FUNCȚIONARE" DIN MĂSURĂTORI ELECTRICE, STATICE ȘI DINAMICE ȘI CONCLUZII ASUPRA PERFORMANȚELOR

Pe baza teoriei și a rezultatelor din prima parte a lucrării, s-a trecut la efectuarea de măsurători experimentale electrice statice și dinamice asupra unui prototip. Acestea au fost trecute în figura 3. după ce s-a

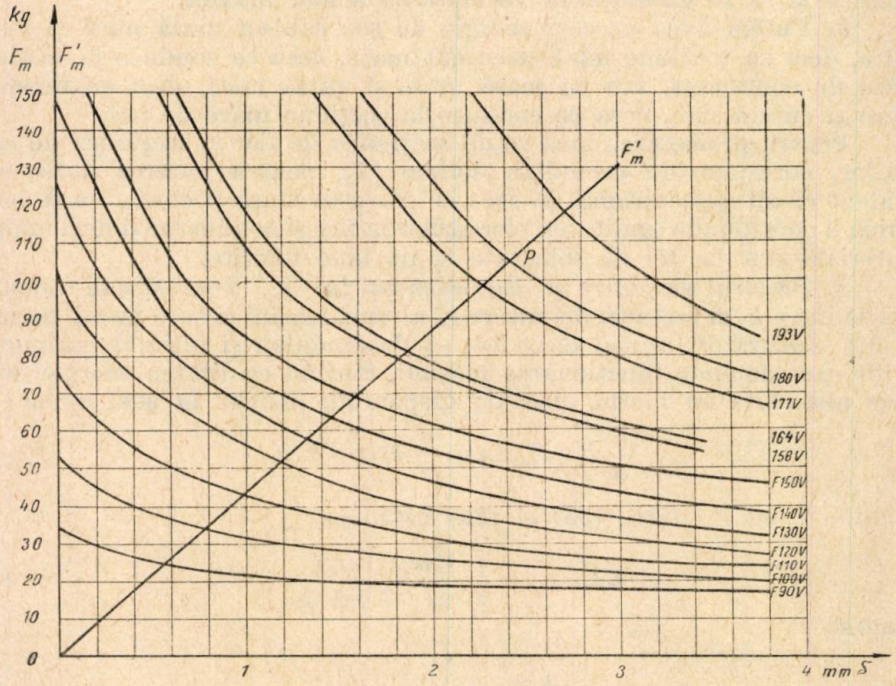


Fig. 3. — *Diagrama de funcționare* a ciocanului, constînd din familia de curbe F_m (y) pentru diferiți E_{ef} și dreapta F'_m (y) pentru un $m\Omega^2$ dat. Punctele de intersecție al dreaptei cu diferitele curbe F_m (y) ne determină cursa y_m corespunzătoare unei E_{ef} pentru percursiunea maximă — precum și energia acesteia.

stabilit tot pe bază de măsurători indicate de ecuațiile (35), (36), (37) și (32') că q_n și k_n sînt constante avînd valorile 3 și 1 respectiv, deci aceleași ca și în cazul „ideal", cînd nu avem flux de dispersie și scăpări.

În diagrama din figura 3, se vede astfel că energia disponibilă maximă la tensiunea de $E_{ef} = 180$ V, este de 0,4 kgm la o putere de 0,4 kW și că poate fi comunicată unei mase m de 3,2 kg pe o cursă de 2,3 mm la frecvența de 50 Hz. Pierderile în fier la $E_{ef} = 180$ V sînt de 70 W (măsurate cu wattmetrul), iar pierderile în cupru tot de 70 W. Rezultă, la puterea utilă de 0,4 kW un randament de 74%. Greutatea prototipului este de 15 kg. Față de ciocanele electrice existente care produc în medie după cifrele luate din literatura de specialitate [5], o putere de 60 W/g cu un randament de 30%, prototipul realizat de noi, aduce o îmbunătățire substanțială a performanțelor ciocanelor electrice. Folosind în viitor la construcția noului prototip un material magnetic cu pierderi de 2 W/kg și putînd merge la saturații de circa 20 000 gauss, se mai poate obține o reducere a greutății ciocanului, la aceeași putere de circa 50%. În aceste condiții noul prototip va putea concura cu succes ciocanele pneumatice, din punctul de vedere al randamentului, a puterii pe unitatea de greutate, al simplității și soliditățiі constructive și din punctul de vedere al ușurinții în exploatare (lipsa canalizației de aer comprimat, compresor etc.).

МАШИНЫ С ПЕРЕМЕННОЙ ИНДУКТИВНОСТЬЮ И ПРИМЕНЕНИЕ ИХ В КАЧЕСТВЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МОЛОТКОВ ВЫСОКОГО ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ И МИНИМАЛЬНОГО ВЕСА НА ЕДИНИЦУ МОЩНОСТИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В данной работе анализируются действие и эффект, производимые электромагнитной силой, порождаемой электромагнитом, питаемым синусоидальным током, на его подвижной якорь, составляющий колебательную систему, побуждаемую к движению препятствием, подвергаемым удару. Действие силы, изменяющейся синусоидально по отношению к ее средней величине, на такую колеблющуюся систему с вынужденным движением, было рассмотрено автором в предыдущей работе [I].

Доказывается при помощи неопубликованного метода, исходящего из дифференциальных уравнений, что и в случае силы электромагнитной природы, производимой синусоидальным током, действие ее может быть сведено к действию силы, применяющейся синусоидально по отношению к ее средней величине, равной по амплитуде синуосидальной компоненте, если только рассматривать, вместо действительного механического резонатора, «кажущийся резонатор», параметр упругости которого, в большинстве случаев нелинейный, варьирует синусоидально.

Различные члены, входящие в параметр упругости этого «кажущегося резонатора», содержат наряду с членами, выражающими механическую упругость действительного резонатора, также и члены, в которых появляются коэффициенты развертывания выражения индук-

тивности в виде полинома, в зависимости от перемещения. Эти коэффициенты определяются на основании статических измерений при блокированном якоре. Таким образом исследование динамического функционирования производится на основании статических электрических измерений.

Устанавливается влияние каждого члена полинома и строится диаграмма на основании статических измерений, с помощью которой определяются значения всех вступающих в действие параметров, способ влияния их на работу и оптимальные условия работы.

Наконец применение предлагаемого метода иллюстрируется статическими электрическими измерениями на прототипе электрического молотка, посредством составления по ним «рабочей диаграммы» и предварительного определения наилучших условий работы.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Электомагнит. питаемый синусоидальным током, якорь которого с массой m представляет «рассеивающе ударную» колебательную систему.

Рис. 2. — Графическое определение условий максимального удара. Точка пересечения P двух кривых F_m и F'_m, соответствующих — первая располагаемой знергии (максимальной) для данного E_{ef} , а вторая кинетической знергии якоря для данного $m\Omega^2$, определяет условия для максимального удара.

Рис. 3. — Диаграмма работы молотка, состоящая из семейства кривых $F_m(y)$ при различных E_{ef} и прямой $F'_m(y)$ при данном $m\Omega^2$. Точки пересечения прямой с различными кривыми $F_m(y)$ определяют пробег y_m, соответствующий E_{ef} для максимального удара, а также энергию последнего.

MACHINES À INDUCTANCE VARIABLE ET LEUR APPLICATION AUX MARTEAUX ÉLECTRIQUES À GRAND RENDEMENT ET POIDS MINIMUM PAR UNITÉ DE PUISSANCE

(RÉSUMÉ)

L'auteur fait l'analyse de l'action et de l'effet de la force électromagnétique, engendrée par un électro-aimant alimenté par un courant sinusoïdal, sur son armature mobile et constituant un système oscillant contraint dans son mouvement par un obstacle contre lequel il bute. L'action d'une force, variant sinusoïdalement autour d'une valeur moyenne, sur un système oscillant à mouvement contraint, a été étudiée par l'auteur dans un travail antérieur [1].

On démontre, par une méthode inédite, en partant des équations différentielles, que, dans le cas d'une force de nature électromagnétique, obtenue au moyen d'un flux sinusoïdal, l'action peut également être réduite à celle de la force qui varie sinusoïdalement autour d'une valeur moyenne, égale à l'amplitude de la composante sinusoïdale, pourvu qu'à la place du résonateur mécanique réel on considère un «résonateur apparent» dont le paramètre élastique est, dans la plupart des cas, non linéaire et varie sinusoïdalement au cours du temps.

Les divers termes intervenant dans le paramètre élastique de ce «résonateur apparent» comprennent — outre l'élasticité mécanique du résonateur réel — les termes où apparaissent les coefficients du développement en polynôme de l'expression de l'inductance en fonction du déplacement, coefficients pouvant être déterminés au moyen de mesures statiques, avec l'armature bloquée. Il s'ensuit que l'étude du fonctionnement dynamique est basée sur des mesures électriques statiques.

Apres avoir établi l'influence de chaque terme du polynôme, on construit un diagramme, en raison de mesures statiques, au moyen duquel on détermine les valeurs de tous les paramètres intervenant dans le fonctionnement, ainsi que la manière dont ils l'influencent et les meilleures conditions de ce fonctionnement.

Pour finir, l'application de la méthode proposée est illustrée par des mesures électriques statiques, faites sur un prototype de marteau électrique, par la construction du „diagramme de fonctionnement" et par la détermination au préalable des meilleures conditions de fonctionnement.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Electro-aimant alimenté sous une tension sinusoïdale, dont l'armature de masse m constitue un système oscillant *dissipatif-percutant*.

Fig. 2. — Détermination graphique des conditions pour la percussion maximum. Le point d'intersection P des deux courbes, F_m et F'_m corespondant, la première, à l'énergie disponible (maximum) pour un E_{ef} donné et, la seconde, à l'énergie cinétique de l'armature pour un $m\Omega^2$ donné, détermine les conditions pour la percussion maximum.

Fig. 3. — *Diagramme de fonctionnement* du marteau formé par la famille des courbes $F_m(y)$, pour différents E_{ef}, et la droite $F'_m(y)$ pour un $m\Omega^2$ donné. Les points d'intersection de la droite avec les différentes courbes $F_m(y)$ déterminent la course y_m, correspondant à un E_{ef} pour la percussion maximum ainsi que l'énergie de cette dernière.

BIBLIOGRAFIE

1. — M. Marinescu și M. Popov, *Asupra formei optime a variației inductanței și a factorului de putere maxim, la mașinile cu inductanță variabilă*. Comunicările Acad. R.P.R., t. V, nr. 3, 1955, p. 545.
2. — *Asupra condițiilor de minimum de greutate a mașinilor parametrice*. Studii și cercetări de energetică, t. V, nr. 3—4. 1955, p. 467.
3. — M. Marinescu, *Asupra indicilor tehnico-economici ai mașinilor electrice, parametrice, de tip oscilant și comparația cu mașinile oscilante alimentate în curent continuu*, Comunicările Acad. R.P.R., t. VI. nr. 4, 1956, p. 537.
4. — *Asupra efectului percutant maxim a unei forțe variind sinusoidal în jurul unei valori medii*. Comunicările Acad. R.P.R., t. VII. nr. 1, 1957, p. 73.
5. — A. I. Moskvitin, *Elektriceskie mașini vozveratno postupatelnogo dvijenia*. Izd. Akad. Nauk SSSR, Moscova, 1950.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

ELECTROENERGETICĂ

GENERATOR ECHIVALENT ÎN STUDIUL STABILITĂŢII STATICE A SISTEMELOR ELECTROENERGETICE *)

DE

F. MANEA

INTRODUCERE

Studiul stabilităţii sistemelor electroenergetice se uşurează dacă se poate efectua o simplificare a schemelor acestora. Prin metoda cea mai simplă, în general cu multă aproximaţie, se înlocuiesc consumatorii prin rezistenţe şi reactanţe iar majoritatea generatorilor se admit ca funcţionînd cu unghiuri relative constante spre a-i putea compune uşor în elemente echivalente.

În cele ce urmează se urmăresc metode de echivalare mai exacte care să ţină seama de caracteristicile reale ale consumatorilor şi generatorilor. Se va determina generatorul echivalent în condiţiile unei frecvenţe constante menţinută de restul sistemului, al mai multor generatori ce funcţionează în paralel, al unui generator cu sarcină activă şi reactivă locală interconectat, precum şi al unui generator funcţionînd saturat.

GENERATORUL ECHIVALENT AL MAI MULTOR GENERATORI ÎN PARALEL

Considerăm cazul mai simplu a doi generatori ce funcţionează în paralel interconectaţi cu un sistem electroenergetic (fig. 1).

Fiecare generator are o forţă electromotoare E_i, o reactanţă X_i, curent de scurtcircuit la bare $I_i = \frac{E_i}{X_i}$, unghi al forţei electromotoare faţă de tensiunea U comună δ_i şi debitează o putere activă P_i şi reactivă Q_i.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 12 octombrie 1956.

Cu aceste notații ecuațiile de funcționare ale mașinilor sînt următoarele :

$$\begin{aligned} P_1 &= I_1 U \sin \delta_1 , \\ Q_1 &= I_1 U \cos \delta_1 - \frac{U^2}{X_1} . \\ P_2 &= I_2 U \sin \delta_2 , \\ Q_2 &= I_2 U \cos \delta_2 - \frac{U^2}{X_2} . \\ P &= P_1 + P_2 , \\ Q &= Q_1 + Q_2 . \end{aligned} \tag{1}$$

Generatorul echivalent va trebui să debiteze puterile generatorilor de echivalat și să aibă aceeași comportare la modificarea condițiilor externe de funcționare (aceleași variații de puteri la schimbarea tensiunii).

El va fi deci determinat de ecuațiile (2).

$$\begin{aligned} & IU \sin \delta = P \\ & IU \cos \delta - \frac{U}{x} = Q , \\ & dQ = dQ_1 + dQ_2 , \\ & dP = dP_1 = dP_2 = 0 . \end{aligned} \tag{2}$$

Ecuația a treia exprimă egalitatea variațiilor puterilor reactive ale generatorilor de echivalat și a celui echivalent (la variații ale tensiunii), iar ultimele trei ecuații arată că puterile active sînt constante deoarece nu se consideră variația frecvenței.

Diferențiind expresiile puterilor ca funcții de unghiuri și tensiune și eliminînd cele patru variabile (diferențialele) între ultimele patru ecuații se obține ecuația suplimentară necesară (3).

$$\frac{dI}{\cos \delta} - 2 \frac{IdU}{X} = \frac{I_1}{\cos \delta_1} + \frac{I_2}{\cos \delta_2} - 2U \left(\frac{1}{x_1} + \frac{1}{x_2} \right) . \tag{3}$$

Această ecuație împreună cu primele două ale sistemului (2) determină cele trei necunoscute I, δ și X ce definesc generatorul echivalent.

Eliminarea necunoscutei X conduce la sistemul (4)

$$\begin{aligned} & I \sin \delta = \frac{P}{U} , \\ & \frac{I}{\cos \delta} - 2 I \cos \delta = \frac{I_1}{\cos \delta_1} + \frac{I_2}{\cos \delta_2} - 2U \left(\frac{1}{x_1} + \frac{1}{x_2} \right) - 2 \frac{Q}{U} = \\ & = \frac{I_1}{\cos \delta_1} + \frac{I_2}{\cos \delta_2} - 2(I_1 \cos \delta_1 + I_2 \cos \delta_2) = I_0 . \end{aligned} \tag{4}$$

O rezolvare grafică rezultă imediat (fig. 2).

Se ia pe abscisă $OA = I_0$, iar pe ordonată $OB = \frac{P}{U}$. Din mijlocul lui OA, în punctul C ca centru, se duce un cerc de rază CB care intersectează abscisa în D și D'. Segmentul $\overline{DB}$ reprezintă vectorul $\overline{I} = I\delta$. Ur-

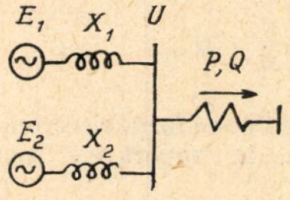


Fig. 1

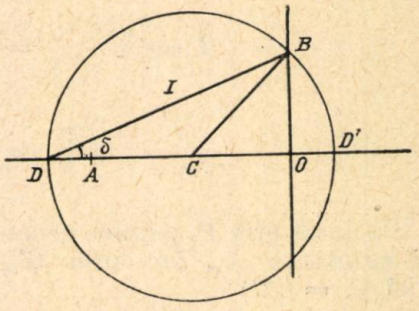


Fig. 2

mează determinarea lui X care se face în mod simplu. Metoda se extinde ușor la mai mulți generatori luînd

$$I_0 = \sum_{i=1}^{n} \frac{I_i}{\cos \delta_i} - 2\frac{U}{x_i} - 2\frac{Q}{u} = \sum_{i=1}^{n} \frac{I_i}{\cos \delta_i} - 2I_i \cos \delta_i .$$

Generatorul echivalent astfel determinat va avea aceleași caracteristici de putere pentru o tensiune care variază în jurul valorii de funcționare dată. El reprezintă un caz mai general, deoarece în cazul unghiurilor forțelor electromotoare față de tensiunea comună egale, corespunde generatorului echivalent din calculele de scurtcircuit, utilizat adesea și în calculele de stabilitate.

GENERATORUL ECHIVALENT UNUI GENERATOR CU SARCINĂ LOCALĂ

Considerăm cazul schematic din figura 3.

Consumatorul local are o caracteristică oarecare de putere reactivă, funcție de tensiune $Q_c = f(U)$, iar cea de putere activă o funcție aproximată pe un interval, în jurul tensiunii nominale, la forma parabolică $P_c = P_0 + \frac{U^2}{R}$.

Consumatorul de putere activă P_c îl presupunem astfel alcătuit din doi consumatori în paralel : o rezistență constantă ce va fi lăsată în afara

generatorului echivalent şi un consumator de putere P_0 constantă ce va fi introdus în generatorul echivalent.

Procedînd ca şi mai înainte ecuaţiile generatorului echivalent vor fi următoarele (5):

$$I \sin \delta = \frac{-P_0 + P_1}{U}$$

$$I \cos \delta - \frac{U}{X} = \frac{Q}{U}, \tag{5}$$

$$\frac{I}{\cos \delta} - 2\frac{U}{X} = \frac{I_1}{\cos \delta_1} - 2\frac{U}{X_1} = Q'_{cu}.$$

S-a notat prin P_1 puterea generatorului care are forţa electromotoare E_1 şi reactanţa X_1, iar prin Q'_{cu} derivata în raport cu tensiunea funcţiei $Q_c = f(U)$.

Rezolvarea ecuaţiilor este aceeaşi ca şi mai înainte.

Schema din figura 3 se simplifică astfel ca în figura 4.

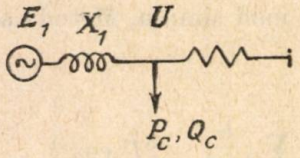


Fig. 3

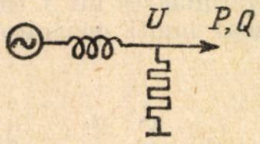


Fig. 4

Pentru $X_1 = \infty$ şi $I_1 = 0$ echivalenţa corespunde numai consumatorului dat prin caracteristicile sale P_c şi $Q_c = f(U)$.

GENERATORUL ECHIVALENT ÎN FUNŢIONAREA SATURATĂ

Diagrama vectorială a unei maşini sincrone cu poli îngropaţi funcţionînd saturat este cea din figura 5 *a*[1].

În figura 5 *b* s-a trasat caracteristica de funcţionare în gol a maşinii sincrone. E_0 este forţa electromotoare corespunzătoare fluxului rezultant în întrefier; $a = OA$ ordonata la origine a tangentei la curba de mers în gol prin punctul (E_0, i_0); $X_1 = X_a \cdot \frac{E'}{E}$; X_a reprezintă reactanţa corespunzătoare reacţiei indusului (reactanţa de dispersie a statorului se consideră exterioară maşinii).

Ecuațiile puterilor pentru mașina cu diagrama vectorială din figura 5*a* sînt

$$P_1 = I_1 \cdot E_0 \cdot \sin \delta_0$$

$$Q_1 = I_1 \cdot E_0 \cdot \cos \delta_0 - \frac{E_0(E_0 - a)}{X_1} \cdot \tag{6}$$

Generatorul echivalent este definit de ecuațiile următoare:

$$P = P_1 = IE_0 \sin \delta,$$

$$Q = Q_1 = IE_0 \cos \delta - \frac{E_0^2}{X}, \tag{7}$$

$$dP = dP_1 = 0,$$

$$dQ = dQ_1.$$

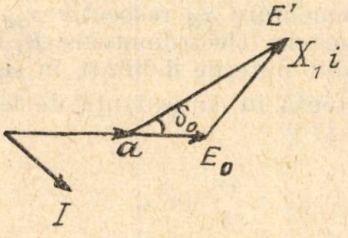


Fig. 5 *a*)

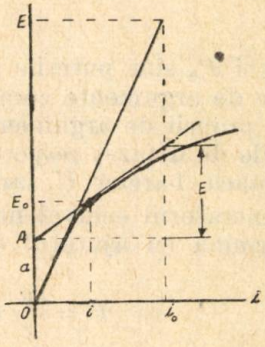


Fig. 5 *b*)

Ca și mai înainte, ultimele trei ecuații diferențiale dau după eliminarea celor trei variabile $d\delta_0$, $d\delta$ și dE_0 ecuația suplimentară necesară

$$\frac{I}{\cos \delta} - 2\frac{E_0}{X} = \frac{I_1}{\cos \delta_1} - 2\frac{E_0}{X_1} + \frac{a}{X_1} \cdot \tag{8}$$

Aceasta, împreună cu primele două ecuații ale sistemului (7) determină în același mod generatorul echivalent.

CONSIDERAREA REZISTENȚELOR ÎN IMPEDANȚELE DE LEGĂTURĂ

Determinarea generatorului echivalent, mai general, cu luarea în considerare a rezistențelor este mai dificilă.

Astfel, în cazul a doi generatori interconectați la barele unui sistem de tensiune U ca în figura 6, vom avea ecuațiile puterilor acestora.

$$P_1 = \frac{E_1 U}{Z_1} \sin(\delta_1 - \alpha_1) + \frac{E_1^2}{Z_{11}} \sin \alpha_{11},$$

$$P_2 = \frac{E_2 U}{Z_2} \sin(\delta_2 - \alpha_2) + \frac{E_2}{Z_{22}} \sin \alpha_{22},$$

$$Q = Q_{c_1} + Q_{c_2} = \frac{E_1}{Z_1} U \cos(\delta_1 + \alpha_1) + \frac{E_2}{Z_2} U \cos(\delta_2 + \alpha_2) - \tag{9}$$

$$- U^2 \left(\frac{\cos \alpha_{11}}{Z_{11}} + \frac{\cos \alpha_{22}}{Z_{22}} \right),$$

$$P = P_{c_1} + P_{c_2} = \frac{E_1}{Z_1} U \sin(\delta_1 + \alpha_1) + \frac{E_2}{Z_2} U \sin(\delta_2 + \alpha_2) -$$

$$- U^2 \left(\frac{\sin \alpha_{11}}{Z_{11}} + \frac{\sin \alpha_{22}}{Z_{22}} \right).$$

P_1 și P_2 sînt puterile la arborii generatorilor, Z_1 și Z_2 impedanțele reciproce de argumente complementare respective α_1 și α_2, Z_{11} și Z_{22} impedanțe proprii de argumente complementare α_{11} respectiv α_{22}, δ_1 și δ_2 unghiurile de defazaj respective ale forțelor electromotoare E_1 și E_2 față de tensiunea barelor U, iar Q și P sînt puterile debitate în sistem.

Generatorul echivalent cu rezistență în impedanța de legătură se va determina cu ajutorul ecuațiilor (10)

$$P = \frac{E}{Z} U \sin(\delta + \alpha) - \frac{U^2}{Z} \sin \alpha,$$

$$Q = \frac{E}{Z} U \cos(\delta + \alpha) - \frac{U^2}{Z} \cos \alpha,$$

$$P_g = \frac{E}{Z} U \sin(\delta - \alpha) + \frac{E^2}{Z} \sin \alpha, \tag{10}$$

$$\frac{dP}{dU} = \frac{d(P_{c_1} + P_{c_2})}{dU},$$

$$\frac{dQ}{dU} = \frac{d(Q_{c_1} + Q_{c_2})}{dU},$$

$$dP_g = dP_1 = dP_2 = 0.$$

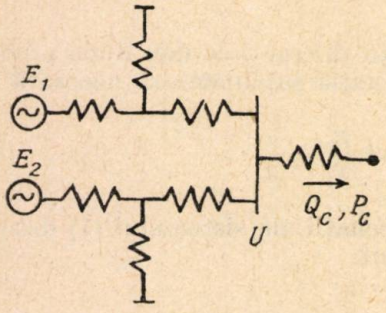


Fig. 6

În ultimele cinci ecuații cu derivate și diferențiale, variabile sînt unghiurile δ_1, δ_2, δ și tensiunea U.

Ținînd seama de expresiile puterilor și eliminînd derivatele și diferențialele celor patru variabile din cele cinci ecuații (ultime) se obțin două ecuații ce pot fi aduse la forma (11).

$$\frac{E}{Z}\cdot\frac{\sin 2\alpha}{\cos(\delta-\alpha)}-2\frac{U}{Z}\sin\alpha=\frac{E_1}{Z_1}\frac{\sin 2\alpha_1}{\cos(\delta_1-\alpha_1)}+$$

$$+\frac{E_2}{Z_2}\cdot\frac{\sin 2\alpha_2}{\cos(\delta_2-\alpha_2)}-2U\left(\frac{\sin\alpha_{11}}{Z_{11}}+\frac{\sin\alpha_{22}}{Z_{22}}\right), \tag{11}$$

$$\frac{E}{Z}\cdot\frac{\cos 2\alpha}{\cos(\delta-\alpha)}-2\frac{U}{Z}\cos\alpha=\frac{E_1}{Z_1}\frac{\cos 2\alpha_2}{\cos(\delta_1-\alpha_1)}+\frac{E_2}{Z_2}\frac{\cos 2\alpha_2}{\cos(\delta_2-\alpha_2)}-$$

$$-2U\left(\frac{\cos\alpha_{11}}{Z_{11}}+\frac{\cos\alpha_{22}}{Z_{22}}\right).$$

Aceste două ecuații împreună cu primele două din sistemul (10) determină cele patru necunoscute E, Z, δ și α. Determinarea lor este însă o problemă a cărei rezolvare simplă încă nu o cunoaștem.

Puterea la „arborele" generatorului echivalent este de asemenea o necunoscută ce rezultă ușor din ecuația a treia a sistemului (10) în urma determinării celor patru necunoscute anterioare.

Problema se simplifică mult dacă se va căuta un generator echivalent fără rezistență în impedanța de legătură. Deoarece puterea activă debitată la bara comună, de tensiune U, nu este independentă de această tensiune se va ține seama de aceasta prin considerarea unei rezistențe echivalente R conectată la bară.

Ecuațiile necesare pentru determinarea generatorului echivalent și a rezistenței echivalente vor fi

$$P_g = IU\sin\delta,$$

$$P = IU\sin\delta-\frac{U^2}{R},$$

$$Q = IU\cos\delta-\frac{U^2}{X}, \tag{12}$$

$$\frac{dP}{dU}=\frac{d(P_{c_1}+P_{c_2})}{dU}=P'_u,$$

$$\frac{dQ}{dU}=\frac{d(Q_{c_1}+Q_{c_2})}{dU}=Q'_u,$$

$$dP_g = 0 = dP_1 = dP_2.$$

Ţinînd seama de expresiile puterilor P_c şi C_c, ca funcţii de mărimile elementelor echivalente, primele trei ecuaţii cu derivate şi diferenţiale (de variabile δ şi U) conduc la ecuaţiile (13)

$$P'_u = -2\frac{U}{R},$$

$$Q'_u = \frac{I}{\cos\delta} - 2\frac{U}{X}. \tag{13}$$

Aceste ecuaţii împreună cu primele trei din sistemul (12) determină cele cinci necunoscute R, P_g, I, δ şi X.

Mărimile I şi δ (mai greu de determinat) se deduc prin aceeaşi metodă grafică, conform ecuaţiilor (14)

$$\frac{P_g}{U} = \frac{P}{U} - \frac{P'_u}{2} = I\sin\delta,$$

$$Q'_u - 2\frac{Q}{U} = \frac{I}{\cos\delta} - 2I\cos\delta. \tag{14}$$

Derivatele puterilor active şi reactive în raport cu tensiunea nu s-au mai scris explicit, ca în cazul anterior, pentru a da un caracter mai general problemei : determinarea generatorului echivalent de comportare exterioară al unui sistem pentru care se cunoaşte, sau se poate determina uşor (experimental sau prin calcul), efectul reglant al puterilor active, $P'_u = \frac{dP}{dU}$ şi reactive, $Q'_u = \frac{dQ}{dU}$ debitate.

Generatorul echivalent înlocuieşte un întreg sistem din punct de vedere al comportării sale exterioare la variaţii ale tensiunii. El permite analiza comodă a schimbării diverselor mărimi staţionare impuse într-un anumit sistem, interconectat cu alte sisteme care sînt interesante în acest caz numai sub aspectul comportării la modificări exterioare şi pot fi deci înlocuite prin simple maşini echivalente.

EXEMPLU DE CALCUL

Fie doi generatori interconectaţi ca în figura 1.

Sînt date de unităţi relative

$$U = 1;\ P_1 = 1;\ P_2 = I;\ Q_1 = 0{,}73;\ Q_2 = 0{,}3;\ x_1 = 1;\ x_2 = 1{,}41$$

rezultă prin calcul

$$I_1 = 2;\ I_2 = 1{,}41;\ \delta_1 = 30°;\ \delta_2 = 45°.$$

Se calculează $I_0 = 1{,}1$ folosind expresia sa din sistemul (4). Construcția grafică asemănătoare celei din figura 2 ne dă $I = 3{,}3$. Deoarece $P = P_1 + P_2 = 2$ și $Q = Q_1 + Q_2 = 1{,}03$ din expresia

$$Q = \sqrt{I^2U^2 - P^2} - \frac{U^2}{X},$$

obținută prin eliminarea variabilei δ între ecuațiile puterii generatorului echivalent, se obține $X = 0{,}614$.

Această expresie a puterii reactive se poate utiliza comod la calculul caracteristicii $Q = f(U)$ la I și P dați atît pentru generatorul echivalent cît și pentru cei de echivalat.

În tabloul de mai jos se dau rezultatele calculelor efectuate.

Pentru compararea rezultatelor s-a calculat și q, puterea reactivă a generatorului echivalent determinat prin compunerea în paralel a celor două reactanțe ale generatorilor dați.

U	Q_1	Q_2	$Q_1 + Q_2$	Q	q
1,1	0,75	0,334	1,084	1,07	1,07
1	0,73	0,3	1,03	1,03	1,03
0,9	0,69	0,212	0,902	0,88	1,02
0,8	0,61	0,074	0,684	0,68	0,735

După cum se observă, erorile sînt mai mici în cazul utilizării generatorului echivalent propus.

ЭКВИВАЛЕНТНЫЙ ГЕНЕРАТОР ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Предлагается генератор, эквивалентный нескольким синхронным машинам, соединенным между собой, а также генератору, работающему с магнитным насыщением.

Этот генератор выполняет условия равенства небольших колебаний активной и реактивной мощности, происходящих при изменении напряжения, вызванном внешними причинами.

GÉNÉRATEUR ÉQUIVALENT DANS L'ÉTUDE DE LA STABILITÉ STATIQUE DES SYSTÈMES ÉLECTROÉNERGÉTIQUES

(RÉSUMÉ)

On propose un générateur équivalant à plusieurs machines synchrones interconnectées, ainsi qu'a un générateur fonctionnant à la saturation (magnétique).

Ce générateur satisfait aussi aux conditions d'égalité des petites variations de puissance active et réactive, débitées lors des changements de tension dus à des causes extérieures.

BIBLIOGRAFIE

1. F. M a n e a, *Funcționarea staționară simetrică a mașinii sincrone în domeniul saturat.* Studi și cercetări de energetică, t. V, nr. 3—4, 1955 p. 395.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

ELECTROENERGETICĂ

SCHEMA ECHIVALENTĂ ŞI REGIMURILE DE LUCRU ALE BOBINELOR DE REACTANŢĂ SECŢIONATE

DE

V. NITU

Construirea de noi centrale electrice şi interconectarea lor în sisteme unice ridică noi probleme, printre care se numără şi problema limitării curenţilor de scurtcircuit. Rezolvarea justă a acestei probleme contribuie atît la ridicarea siguranţei în exploatare a sistemelor energetice, cît şi la realizarea de economii în construcţia şi montajul instalaţiilor electrice. Din practica dezvoltării sistemelor electrice a rezultat că mijlocul cel mai eficace de limitare a curenţilor de scurtcircuit îl constituie aplicarea bobinelor de reactanţă.

La început s-au aplicat bobinele de reactanţă cu miez de fier (1908, U.S.A.), care însă au fost părăsite din cauza pierderilor mari de tensiune şi energie.

De la bobinele de reactanţă cu miez de fier s-a trecut la bobinele de reactanţă întărite cu izolatori, iar apoi, în anul 1925, la bobinele de reactanţă cu sectoare de beton. Deşi bobinele de reactanţă cu sectoare de beton şi conductori de cupru au o construcţie foarte simplă, totuşi instalarea lor scumpeşte simţitor staţiile de distribuţie (cu aproximativ 40%). În afară de aceasta, cresc şi pierderile de tensiune şi energie în regim normal de lucru.

Din aceste considerente, apar ca normale încercările de a construi un tip de bobină, a cărei reactanţă să varieze în funcţie de regimul de lucru (reactanţă mică în regim normal şi reactanţă mare la scurtcircuit).

În acest sens, în anul 1939 inginerul sovietic L. I. Moijes [5] a propus un tip de bobină cu miez de fier compensată cu curent continuu.

Analiza proprietăţilor bobinelor cu miez de fier a arătat că acestea sînt aparate complicate pentru exploatare, avînd în consecinţă o siguranţă scăzută. Comparativ cu bobinele de reactanţă obişnuite, bobina cu miez de fier necesită metale neferoase de 2,3 ori mai mult, costul este de 10 ori mai mare, iar pierderile de energie cresc aproximativ de 20 de ori [6].

Din aceste motive, s-a renunțat și la acest tip de bobină, dîndu-se prioritate bobinelor de reactanță secționate, care păstrează avantajele bobinelor obișnuite, introducînd în plus altele ca pierderi mai mici de tensiune și energie, posibilitatea de a le folosi ca bobine care să alimenteze un grup de plecări.

În cele ce urmează ne vom ocupa de determinarea schemei echivalente a bobinelor de reactanță secționate, precum și de regimurile lor.

1. DETERMINAREA TEORETICĂ ȘI EXPERIMENTALĂ A SCHEMEI ECHIVALENTE A BOBINELOR DE REACTANȚĂ SECȚIONATE

În literatura de specialitate nu există o determinare precisă a schemei echivalente a bobinelor de reactanță secționate. Această determinare o vom face folosind expresiile obținute din transformarea schemei stea cu legătură magnetică între ramuri în schemă stea fără legătură magnetică [2].

În figura 1 este reprezentată o bobină de reactanță secționată. Alimentarea bobinei se face prin punctul din mijloc iar la bornele de ieșire sînt racordați consumatorii sau alte surse.

Pentru a scoate mai clar în evidență reactanțele fiecărei ramuri, schema din figura 1 se poate reprezenta ca în figura 2. Curenții din ra-

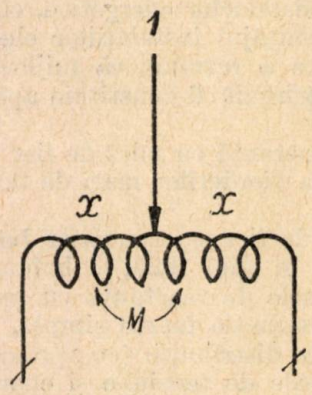


Fig. 1

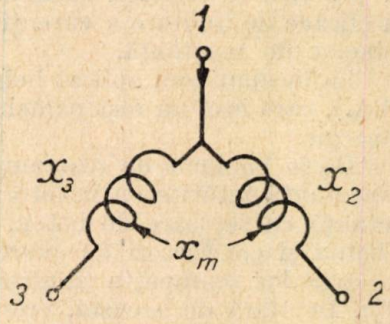


Fig. 2

murile *2* și *3* sînt de sens contrar și în consecință cîmpurile magnetice create de cei doi curenți sînt de semne diferite, condiționînd căderi mici de tensiune.

Reactanța proprie a fiecărei ramuri o notăm cu x, iar reactanța mutuală cu x_m. În scopul determinării schemei echivalente a bobinelor de reactanță secționate considerăm că acestea reprezintă un caz particular al schemei stea cu legătură magnetică între ramuri (fig. 3). Presupunem că prin ramurile stelei curg curenții în același sens.

Tensiunile la extremitățile impedanțelor Z_1, Z_2, Z_3 vor fi

$$\left.\begin{aligned} \dot{U}_1 &= Z_1\dot{I}_1 + jx_{12}\ \dot{I}_2 + jx_{13}\dot{I}_3, \\ \dot{U}_2 &= Z_2\dot{I}_2 + jx_{21}\ \dot{I}_1 + jx_{23}\dot{I}_3, \\ \dot{U}_3 &= Z_3\dot{I}_3 + jx_{31}\ \dot{I}_1 + jx_{32}\dot{I}_2. \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

În aceste ecuații

$$x_{12} = x_{21} = \omega M_{12}, \quad x_{23} = x_{32} = \omega M_{23}, \quad x_{13} = x_{31} = \omega M_{13}.$$

Inductanțele mutuale între ramuri pot să aibă valori pozitive sau negative : au valori pozitive în cazul cînd în toate ramurile curenții sînt de același sens și au valori negative în cazul cînd curenții sînt de sens contrar.

Tensiunile $\dot{U}_{12}$, $\dot{U}_{23}$, $\dot{U}_{31}$ aplicate stelei vor fi :

$$\left.\begin{aligned} \dot{U}_{12} &= \dot{U}_1 - \dot{U}_2 = (Z_1 - jx_{21})\dot{I}_1 + (-Z_2 + jx_{12})\dot{I}_2 + j(x_{31} - x_{23})\ \dot{I}_3, \\ \dot{U}_{23} &= \dot{U}_2 - \dot{U}_3 = (Z_2 - jx_{23})\dot{I}_2 + (-Z_3 + jx_{23})\dot{I}_3 + j(x_{12} - x_{31})\ \dot{I}_1, \\ \dot{U}_{31} &= \dot{U}_3 - \dot{U}_1 = (Z_3 - jx_{31})\dot{I}_3 + (-Z_1 + jx_{31})\dot{I}_1 + j(x_{23} - x_{12})\ \dot{I}_2. \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

Exprimînd curenții $\dot{I}_1$, $\dot{I}_2$, $\dot{I}_3$, prin

$$\dot{I}_1 = -\dot{I}_2 - \dot{I}_3, \quad \dot{I}_2 = -\dot{I}_3 - \dot{I}_1, \quad \dot{I}_3 = -\dot{I}_1 - \dot{I}_2,$$

obținem expresiile

$$\left.\begin{aligned} \dot{U}_{12} &= (Z_1 - jx_{12} - jx_{31} + jx_{23})\dot{I}_1 - (Z_2 - jx_{12} - jx_{23} + jx_{31})\ \dot{I}_2 = Z_1'\dot{I}_1 - Z_2'\dot{I}_2, \\ \dot{U}_{23} &= (Z_2 - jx_{12} - jx_{23} + jx_{31})\ \dot{I}_2 - (Z_1 - jx_{23} - jx_{31} + jx_{12})\ \dot{I}_3 = Z_2'\dot{I}_2 - Z_3'\dot{I}_3, \\ \dot{U}_{31} &= (Z_3 - jx_{23} - jx_{31} + jx_{12})\dot{I}_3 - (Z_1 - jx_{12} - jx_{31} + jx_{12})\ \dot{I}_1 = Z_3'\dot{I}_3 - Z_1'\dot{I}_1. \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

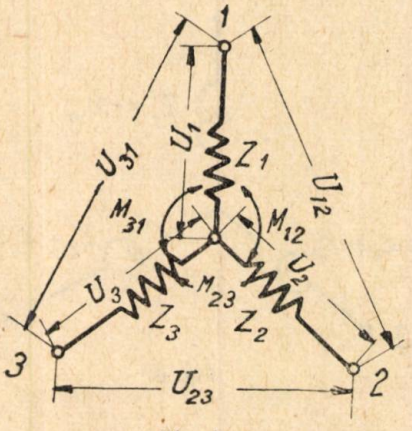


Fig. 3

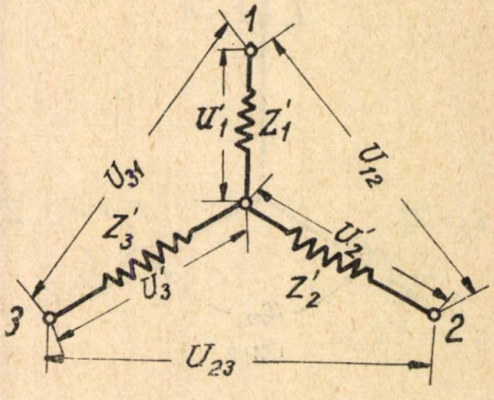


Fig. 4

Ecuațiile obținute permit să se treacă la o schemă stea fără legătură magnetică între ramuri.

Impedanțele fiecărei ramuri ale unei astfel de stele sînt (fig. 4):

$$\left.\begin{aligned} Z_1' &= Z_1 - jx_{12} - jx_{31} + jx_{23}, \\ Z_2' &= Z_2 - jx_{23} - jx_{12} + jx_{31}, \\ Z_3' &= Z_3 - jx_{23} - jx_{31} + jx_{12}. \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

În cazul în care curenții din ramurile *1* și *2* au un sens, iar în ramura *3* sînt de sens contrar, ecuațiile (4) iau forma

$$\left.\begin{aligned} Z_1' &= Z_1 - \mathrm{j}\ (x_{12} + x_{23} - x_{31}), \\ Z_2' &= Z_2 + \mathrm{j}\ (x_{12} + x_{31} - x_{23}), \\ Z_3' &= Z_3 + \mathrm{j}\ (x_{31} + x_{12} - x_{23}). \end{aligned}\right\} \tag{5}$$

Dacă inductanțele mutuale între ramuri sînt egale, adică $M_{12} = M_{23} = M_{31} = M$, atunci expresiile (5) pot fi exprimate, sub forma

$$\left.\begin{aligned} Z_1' &= Z_1 - jx_m, \\ Z_2' &= Z_2 + jx_m, \\ Z_3' &= Z_3 + jx_m. \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

Bobinele de reactanță secționate reprezintă o schemă mai simplă (fig. 5) în care

$$\left.\begin{aligned} Z_1 = 0,\ Z_2 = jx_L,\quad Z_3 = jx_L, \\ x_{12} = x_{13} = 0, \\ x_{23} = x_{32} = x_m = \omega M. \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

Făcînd înlocuirile corespunzătoare în expresiile (6), obținem ecuațiile schemei echivalente a bobinei de reactanță secționate (fig. 6),

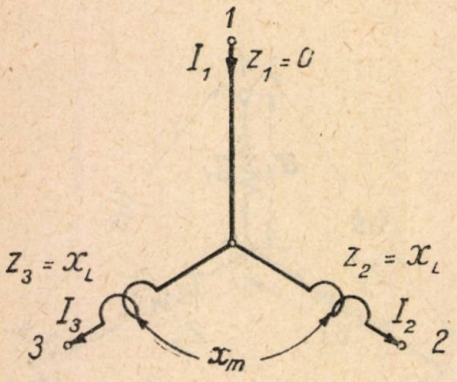


Fig. 5

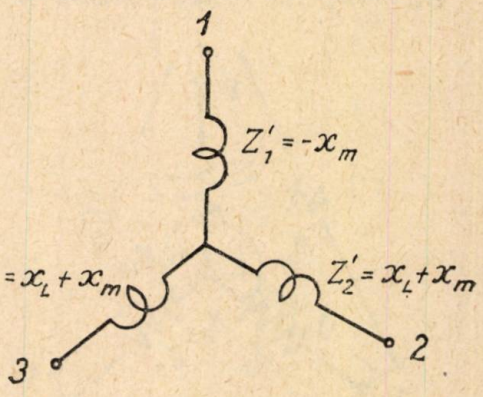


Fig. 6

$$\left.\begin{aligned} Z_1' &= -jx_m, \\ Z_2' &= jx_L + jx_m, \\ Z_3' &= jx_L + jx_m. \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

Exprimînd pe x_m în funcție de x_L (fig. 7), se poate scrie

$$x_m = mx_L,$$

$$x_L + x_m = x_L (1 + m). \tag{9}$$

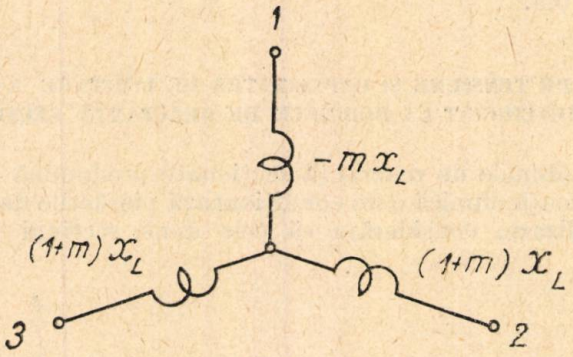


Fig. 7

Valoarea lui m în mod obișnuit se ia 0,5. Determinarea acestei valori se poate face însă și experimental.

Din schema reprezentată în figura 8, determinăm pe x_L,

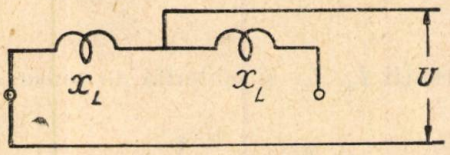


Fig. 8

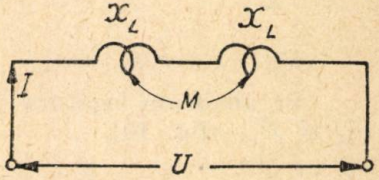


Fig. 9

$$U = ZI = jx_L I, \tag{10}$$

iar din figura 9 determinăm pe x_m,

$$\left.\begin{aligned} U &= jx_L I + jx_L I + 2jx_m I = I(2jx_L + 2jx_m) = ZI, \\ \frac{U}{I} &= 2jx_L + 2jx_m = Z \end{aligned}\right\} \tag{11}$$

Determinînd pe jx_L, din relația (10) putem afla pe

$$jx_m = \frac{Z - 2jx_L}{2}.$$

Din măsurătorile făcute de către autor, s-au obținut valorile $x_L = 0{,}598$, $Z = 1{,}798$ și, prin urmare, $m = 0{,}498$.

Coeficientul de înfășurare m a fost determinat în laboratorul Institutului de energetică „V. M. Molotov" din Moscova pe o bobină de reactanță secționată, avînd următorii parametri pentru o ramură: $I = 200$ A, $x = 2{,}5\%$ și $U = 10$ kV.

Prin urmare, în calculele obișnuite, coeficientul de înfășurare poate fi luat egal cu 0,5.

2. REGIMUL DE TENSIUNE ȘI CAPACITATEA DE LIMITARE A CURENȚILOR DE SCURTCIRCUIT LA BOBINELE DE REACTANȚĂ SECȚIONATE

Deși în bobinele de reactanță secționate predomină inductanța, ele au însă și rezistență ohmică care condiționează pierderile de energie activă. Pentru generalizare, considerăm că cele două secțiuni nu sînt egale.

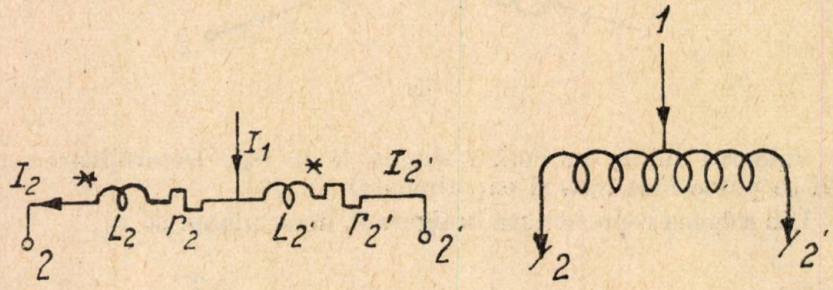


Fig. 10

Să analizăm legătura dintre curenții I_2, $I_{2'}$ și căderile de tensiune U_{12} și $U_{12'}$ (fig. 10),

$$\left.\begin{aligned} U_{12} &= I_2 r_2 + L_2 \frac{dI_2}{dt} - M \frac{dI_{2'}}{dt} \\ U_{12'} &= I_{2'} r_{2'} + L_{2'} \frac{dI_{2'}}{dt} - M \frac{dI_2}{dt} . \end{aligned}\right\} \qquad (12)$$

Reprezentînd vectoria' ecuațiile (12) (fig. 11, 12 și 13), reiese că în cazul nesimetriei celor două ramuri, căderile de tensiune U_{12} și $U_{12'}$ vor diferi între ele prin $U_{22'}$. În cazul egalității încărcării celor două secțiuni, căderile de tensiune vor fi identice.

În ipoteza unui scurtcircuit la una din bornele de ieșire, diferența de tensiune $U_{22'}$ între cele două borne va lua valori destul de mari. Aceste valori vor fi și mai mari dacă alimentarea se face din direcția punctelor *1* și *2'* (fig. 14).

Calitatea de bază a bobinelor de reactanță secționate o constituie faptul că în regim normal dau căderi relativ mici de tensiune comparativ cu bobinele de reactanță obișnuite.

Din schema echivalentă reprezentată în figura 15 se pot calcula căderile de tensiune :

$$\left.\begin{aligned} &I_2 = I_{2'} = \frac{I_1}{2}, \\ &U = I_1\,(0{,}75\,x - 0{,}50\,x)\,\sin\varphi = 0{,}25\,xI_1\,\sin\varphi, \\ &U_{12'} = 0{,}50\,xI_2,\,\sin\varphi. \end{aligned}\right\} \qquad (13)$$

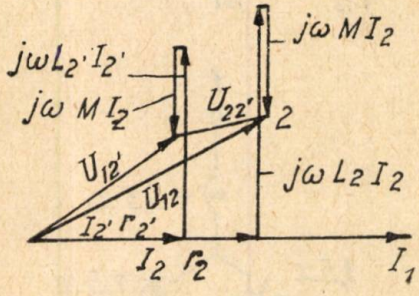


Fig. 11

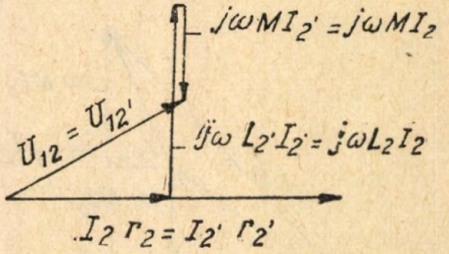


Fig. 12

Din relațiile (13) rezultă că dacă reactanța unei secțiuni este $x\%$,

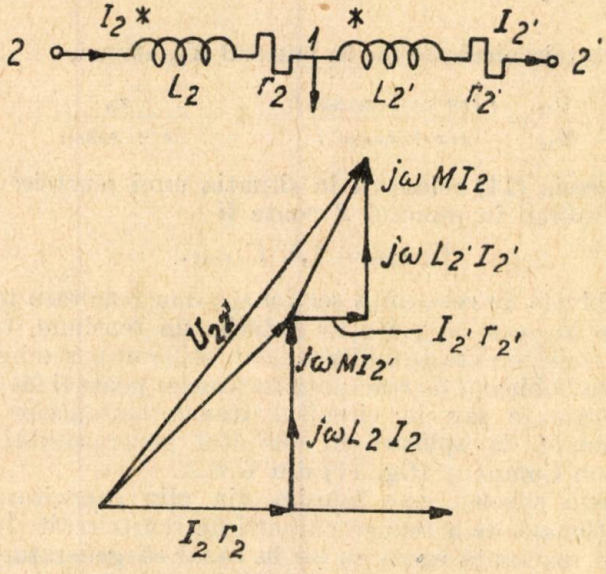
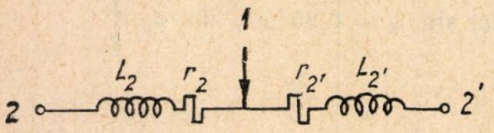


Fig. 13

căderea de tensiune va fi de două ori mai mică decît într-o bobină obișnuită cu reactanța $x\%$ și curentul nominal egal cu $I_{2'}$.

În presupunerea că în punctul K_2 ia naștere un scurtcircuit (fig. 16), obținem expresia

$$U_{22'} = j\ (x + x_m)\ I, \qquad (14)$$
$$U_{12'} = j\ (x + x_m - x_m)\ I = jxI,$$



iar raportul lor este

$$\frac{U_{22'}}{U_{12'}} = \frac{j\,(x + x_m)I}{jxI} = 1 + \frac{x_m}{x}.$$

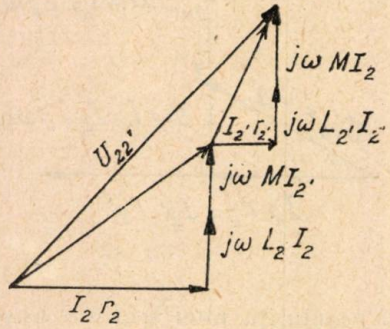


Fig. 14

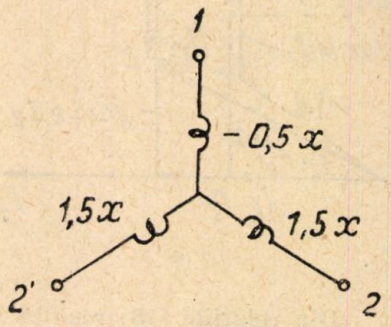


Fig. 15

Dacă scurtcircuitul are loc în punctul K_3, atunci,

$$\frac{U_{23}}{U_{13}} = \frac{j\,(x + x_m + x_{\text{sistem}})\,I}{j\,(x + x_{\text{sistem}})\,I} = 1 + \frac{x_m}{x + x_{\text{sistem}}} \qquad (15)$$

Din expresia (14) reiese că în situația unui scurtcircuit în punctul K_2 nivelul tensiunii în punctul *2* poate fi

$$U_{2'\,\text{rezid}} = 1{,}5\ U_{1\,\text{rezid}}.$$

Deși bobinele de reactanță secționate dau rezultate mai bune decît cele obișnuite în ceea ce privește căderile de tensiune, totuși alegerea lor se face din considerente de limitare a curenților de scurtcircuit.

Aplicarea bobinelor de reactanță secționate poate fi făcută în circuitul surselor generatoare sau în circuitul transformatoarelor de distribuție.

Un exemplu de aplicare în circuitul generatorului îl reprezintă centrala Edison Company (fig. 17) din U.S.A.

În această schemă este folosită din plin capacitatea bobinei de reactanță secționată de a reduce curenții de scurtcircuit. Între secțiunile *1* și *2* avem o reactanță egală cu $3x$ în cazul că generatorul *3* nu debitează și $1{,}85x$ în cazul că generatorul *3* debitează energie în rețea.

Această schemă are marele neajuns că schimbul de putere în regim normal între secțiunile *1* și *2* are loc cu însemnate pierderi de tensiune și putere.

Pentru a înlătura acest neajuns este necesar ca sarcina să se mențină aproximativ constantă pe cele două secțiuni sau ca echilibrarea să fie făcută cu ajutorul generatorului G_3.

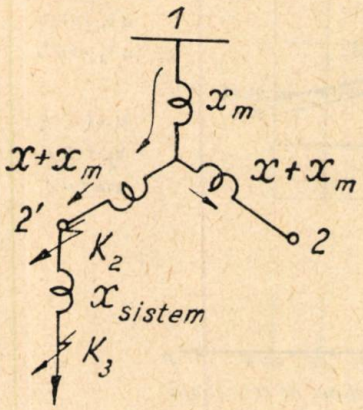


Fig. 16

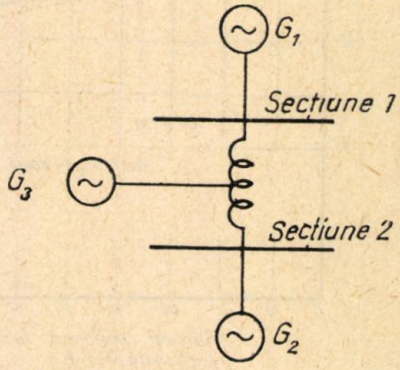


Fig. 17

Pentru a ilustra grafic influența variației sarcinilor la bornele bobinelor de reactanță secționate comparativ cu bobinele de reactanță obișnuite,

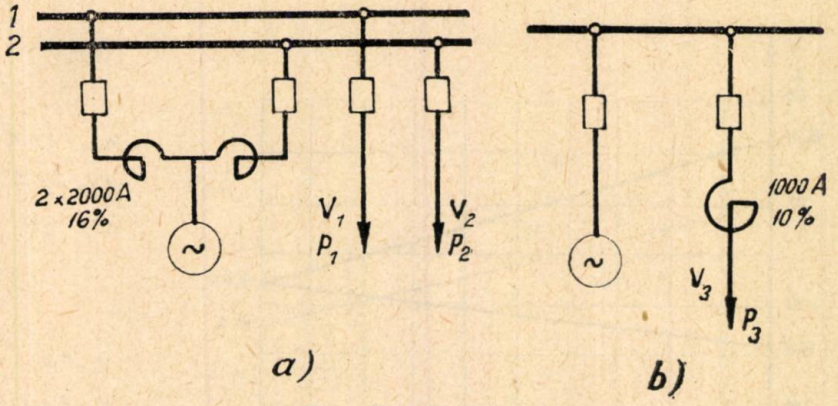


Fig. 18

în figura 18*a* este redată schema cu bobine secționate iar în figura 18*b* schema cu bobine obișnuite.

În figura 19 se observă că în situația sarcinilor egale la bornele bobinei de reactanță secționată, căderile de tensiune vor fi egale pe cele două ramuri și mai mici decît în bobina de reactanță obișnuită (5,4% față de 6,9%); în caz că la cele două bobine reactanțele procentuale sînt egale, această diferență va scădea însă cu aproximativ 0,2%.

Inegalitatea sarcinilor pe cele două secțiuni de bare creează căderi diferite de tensiune, așa cum rezultă din figura 20.

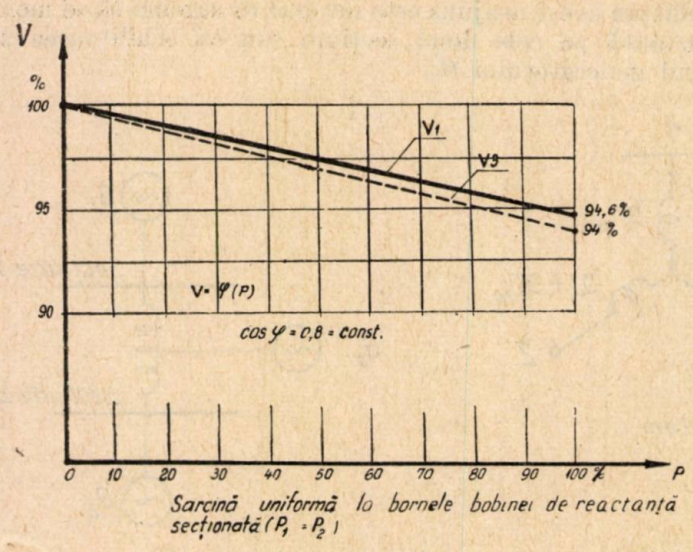

V
%
100
95
90
V1
V3
94,6%
94 %
V= f(P)
cos φ = 0,8 = const.
0 10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 % P
Sarcină uniformă la bornele bobinei de reactanță secționată (P1 = P2)
ΔV1 = 5,4 %
ΔV3 = 6,0%
V1 = f(P1, P2)
V3 = f(P3)
cos φ = 0,8

Fig. 19

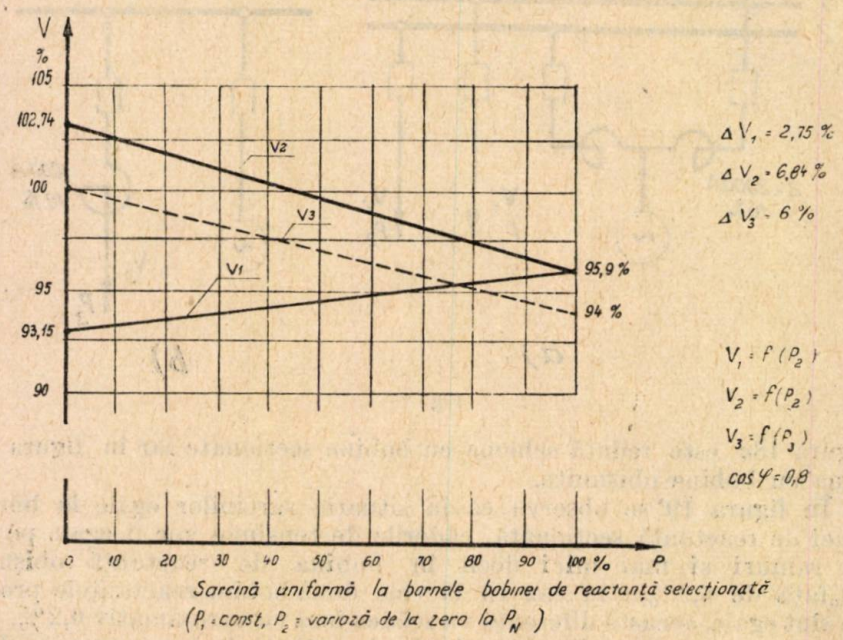

V
%
105
102,74
100
95
93,15
90
V2
V3
V1
95,9 %
94 %
0 10 20 30 40 50 60 70 80 90 100 % P
Sarcină uniformă la bornele bobinei de reactanță selecționată
(P1 = const, P2 = variază de la zero la PN)
ΔV1 = 2,75 %
ΔV2 = 6,84 %
ΔV3 = 6 %
V1 = f(P2)
V2 = f(P2)
V3 = f(P3)
cos φ = 0,8

Fig. 20

Astfel, cînd sarcina P_2 este egală cu zero, tensiunea V_2 crește pînă la 102,74%, iar tensiunea V_1 scade pînă la 93,15%, față de tensiunea nominală.

Comparînd cele două scheme (18*a* și 18*b*), constatăm că în timp ce în schema din figura 18*b* este necesar să fie instalată cîte o bobină în fiecare plecare, în schema din figura 18*a*, problema limitării curenților de scurtcircuit se rezolvă prin instalarea unei bobine secționate în circuitul generatorului.

3. APLICAREA BOBINELOR DE REACTANȚĂ SECȚIONATE ÎN SCHEMELE DE COMUTAȚIE

Folosirea bobinelor de reactanță obișnuite pentru limitarea curenților de scurtcircuit scumpește cu aproximativ 40% [1] stațiile coborîtoare de distribuție. Aceasta înseamnă construirea unui etaj de aproximativ 5m pentru aceste bobine, și în consecință materiale de construcție în plus. În afară de aceasta, o stație de distribuție cu bobine de reactanță obișnuite, din cauza complexității ei constructive, imobilizează serioase forțe de muncă calificate.

Pentru a înlătura aceste serioase deficiențe, este necesar să se găsească o astfel de soluție care să permită construirea de stații simple și cu mijloace industrializate. O asemenea soluție o reprezintă aplicarea bobinelor de reactanță secționate, care poate fi făcută în două moduri :

1) în schema cu două sisteme de bare ;

2) în schema cu un singur sistem de bare secționate.

Atît în primul, cît și în al doilea caz, aplicarea bobinelor de reactanță secționate reprezintă serioase avantaje economice, permițînd să se evite investițiile suplimentare care se fac de obicei justificate de o dezvoltare ulterioară.

În felul acesta, toate stațiile coborîtoare pot fi construite fără bobine pe plecări. Dacă calculele curenților de scurtcircuit impun mijloace de limitare, se poate recurge la bobinele secționate, care pot fi montate în cabine special amenajate (este vorba de una sau două cabine corespunzător numărului de transformatoare). Aceste cabine pot fi construite și ulterior, după terminarea clădirii stației de distribuție de 6—10 kV.

În cele ce urmează, vom da rezultatul calculelor tehnico-economice ale schemelor realizate după prima variantă cu bobine obișnuite și bobine secționate. Schemele sînt prezentate în figurile 21 și 22.

Rezultatele calculelor tehnico-economice asupra celor două scheme sînt date în tabloul din p. 248.

Așadar, între cele două scheme există o diferență de aproximativ 650 000 lei. În plus, schema din figura 22 poate fi realizată constructiv într-un timp mai scurt. Ea permite industrializarea montajului prin folosirea celulelor prefabricate, ceea ce contribuie la mărirea siguranței în exploatare a instalației și la reducerea duratei de construcție și montaj.

Unele dificultăți se ridică la legătura între stație și o centrală electrică la tensiunea de 6—10 kV privitor la limitarea curenților de scurtcircuit.

Denumirea	Unitatea	Total	Preț unitar	Preț total
Schema din figura 21				
I. Celule cu bobine				
1. Partea constructivă	buc.	12	42 000	504 000
2. Partea electromecanică	,,	12	95 000	1 140 000
II. Celulă cuplă	,,	1	92 000	92 000
III. Celulă transformator	,,	2	92 000	184 000
Total :				1 920 000
Schema din figura 22				
I. Celule fără bobine				
1. Partea constructivă	buc.	17	37 000	629 000
2. Partea electromecanică	,,	17	28 000	476 000
II. Celulă cu bobine secționate	,,	2	80 000	160 000
Total :				1 265 000

Aceste dificultăți pot fi eliminate prin realizarea legăturii între stație și centrală în punctul de joncțiune a transformatorului cu bobina de reactanță secționată.

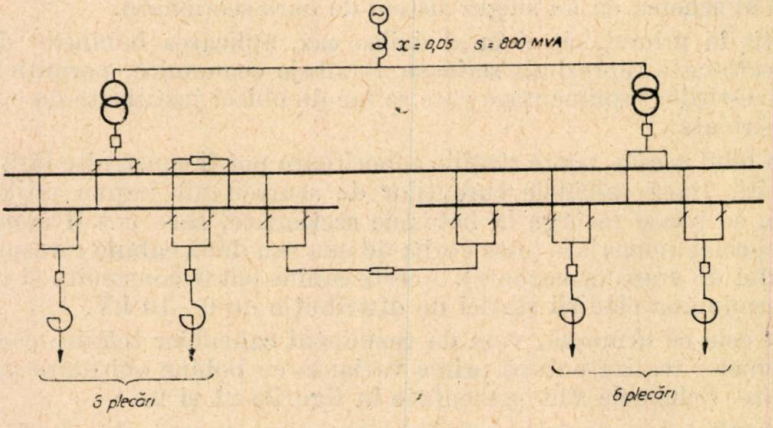


Fig. 21

Bobinele secționate pot fi utilizate și în circuitele generatoarelor, așa cum reiese din figura 17.

Din analiza făcută rezultă că bobinele de reactanță secționate prezintă avantaje tehnice (căderi mici de tensiune în regim normal și o capacitate mare de limitare a curenților de scurtcircuit în anumite condiții)

și economice (reducerea numărului de bobine și a volumului de construcții) față de bobinele obișnuite, ceea ce conduce la necesitatea urgentării fabricării și introducerii lor în schemele electrice.

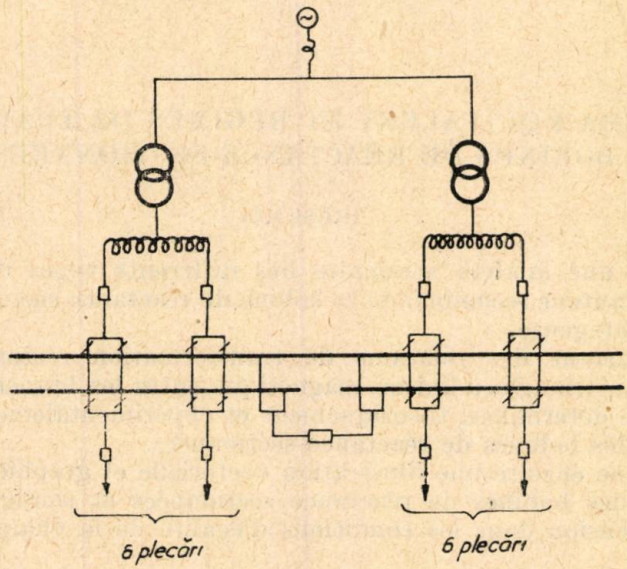


Fig. 22

ЭКВИВАЛЕНТНАЯ СХЕМА И РАБОЧИЕ РЕЖИМЫ РЕАКТИВНЫХ СЕКЦИОНИРОВАННЫХ КАТУШЕК

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

После краткого анализа различных типов реактивных катушек, рекомендуется как самый выгодный тип секционированная реактивная катушка.

Пользуясь соотношениями взаимного преобразования звездообразной схемы в треугольную с магнитной связью между ответвлениями, указывается путь теоретического и экспериментального определения эквивалентной схемы секционированных реактивных катушек.

Затем иллюстрируется векториально и графически режим напряжения секционированных реактивных катушек, с указанием незначительных падений напряжения при условиях равной нагрузки у выходных клемм.

Кроме того, даются примеры применения секционированных реактивных катушек в различных схемах коммутации.

Сравнение с экономической точки зрения схем с секционированными и с обычными катушками приводит к заключению, что применение секционированных катушек выгодно из экономических соображений.

SCHÉMA ÉQUIVALENT ET RÉGIMES DE TRAVAIL DES BOBINES DE RÉACTANCE SECTIONNÉES

(RÉSUMÉ)

Après une analyse sommaire des différents types de bobines de réactance, l'auteur recommande la bobine de réactance sectionnée, comme la plus avantageuse.

En partant des relations de transformation réciproque schéma étoile-schéma triangle, à liaison magnétique entre les branches, il indique le moyen de déterminer, théoriquement et expérimentalement, le schéma équivalent des bobines de réactance sectionnées.

Il donne ensuite une illustration vectorielle et graphique du régime de tension des bobines de réactance sectionnées et souligne les petites chutes de tension dans les conditions d'égalité de la charge aux bornes de sortie.

L'auteur fournit également des exemples d'application des bobines de réactance sectionnées à divers schémas de commutation.

La comparaison économique des schémas à bobines sectionnées aux schémas à bobines ordinaires mène à la conclusion que les bobines sectionnées sont nettement supérieures aux autres au point de vue économique.

BIBLIOGRAFIE

1. Glazunov A. A., *Elektriceskaia ceast stanții i podstanții.* GEI, Moscova, 1951.
2. Ionkin P. A., *Vzaimroe preobrazovanie trengolnika i zvezdî pri induktivnoi svlazi.* Electricestvo, 1940, nr. 7.
3. Krikuncik A. B., *Razdvoennie reaktori.* Elekriceskie Stanții, 1947, nr. 4.
4. Merrik E. G., *The dublex reactors and its application.* Gen. El. Rev., 1944, nr. 9.
5. Moijes I. L., *Compensirovanti reaktor.* Elektricestvo, 1941, nr. 2.
6. Nitu V., *Reactorii ca mijloc de limitare a curenților de scurcircuit.* Energetica, 1954, nr. 5—6.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

ELECTROENERGETICĂ

CONTRIBUŢIE LA ANALIZA REGIMURILOR DE SCURTCIRCUIT SUPRAPUSE REGIMULUI DE FUNCŢIONARE A UNEI LINII ELECTRICE CU O FAZĂ ÎNTRERUPTĂ*)

DE

EDGAR ADLER

Această lucrare prezintă interes pentru analiza regimului de funcţionare cu o fază întreruptă a liniilor electrice de transport trifazate.

Adoptarea regimului de funcţionare de durată cu o fază întreruptă duce la sporirea siguranţei şi a continuităţii în alimentarea consumatorilor de energie electrică atît în cazul unor scurtcircuite permanente monofazate cît şi în cazul de revizie sau înlocuire a unor elemente ale liniei (dacă se admite lucrul la o fază întreruptă şi legată la pămînt, celelalte două fiind sub tensiune).

Date fiind avantajele amintite mai sus, acest mod de funcţionare a fost adoptat pe scară largă în toate ţările în care s-au dezvoltat mari sisteme energetice şi se va introduce treptat şi la noi, în special pe liniile cu simplu circuit ce deservesc consumatori importanţi care nu au o altă alimentare de rezervă.

Adoptarea regimului de funcţionare a liniilor electrice cu o fază întreruptă necesită o analiză amănunţită a regimurilor de scurtcircuit suprapuse regimului cu o fază întreruptă. Această analiză prezintă o importanţă deosebită la proiectarea protecţiei prin relee, la proiectarea instalaţiilor de protecţie a liniilor de telecomunicaţii în contra influenţelor liniilor de transport a energiei electrice, precum şi la dimensionarea prizelor de pămînt.

Se menţionează că în literatura de specialitate [1] se tratează în special cazul general al întreruperii uneia sau a două faze, simultan cu apariţia unui scurtcircuit în orice parte a reţelei. Dată fiind complexitatea problemei ce tratează acest caz general se ajunge la expresii de calcul complicate şi

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 6 februarie 1957.

relativ greu de aplicat în practică. În literatura de specialitate [2] se tratează și cazul particular al scurtcircuitului apărut în același tronson în care are loc și întreruperea unei faze, dar nu se dau formule de calcul decît pentru o parte din cazurile posibile de scurtcircuit.

În lucrarea de față se analizează numai cazul cel mai des întîlnit în practică în care scurtcircuitul apare în același tronson al rețelei în care a avut loc întreruperea unei faze și se dau expresii simple de calcul pentru toate cazurile posibile de scurtcircuit (monofazat, bifazat cu și fără pămînt și trifazat cu și fără pămînt).

Această analiză a regimurilor de scurtcircuit suprapuse regimului de funcționare a liniilor electrice cu o fază întreruptă se bazează pe teoria descompunerii în componente simetrice și pe utilizarea schemelor complexe ce leagă între ele schemele de diferite secvențe. Teoria schemelor complexe utilizate în studiul regimurilor nesimetrice este tratată în literatura de specialitate [3] și [4] și a fost utilizată la noi pentru prima oară în anul 1951 la studiul fenomenului de inversiune a fazelor în cazul funcționării cu o fază întreruptă [5].

În cele ce urmează se consideră un tronson al unei rețele electrice trifazate în care are loc întreruperea unei faze și un scurtcircuit. Pentru simplificare se poate considera că întreruperea are loc în imediata vecinătate a punctului în care a apărut scurtcircuitul.

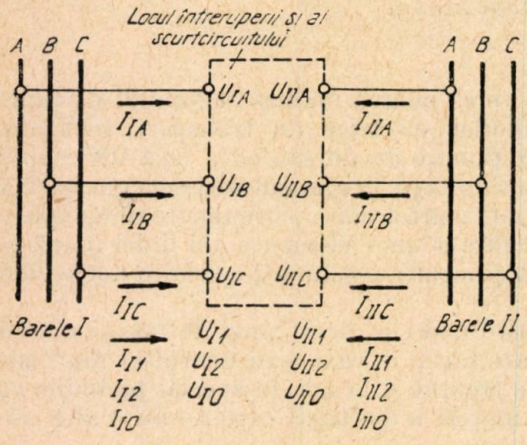


Fig. 1

Aceasta, întrucît regimul de curenți nu se modifică atîta timp cît întreruperea rămîne în tronsonul considerat și de aceeași parte a lui, față de punctul dat de scurtcircuit.

În afirmația de mai sus se presupun neglijate perditanța și capacitatea liniei, lucru admis în mod obișnuit în calculele de scurtcircuit.

În figura 1 se văd notațiile utilizate pentru curenții și tensiunile pe faze precum și pentru componentele lor simetrice.

Prin indicele I s-au notat elementele referitoare la partea din stînga a schemei iar prin indicele II elementele referitoare la partea din dreapta. Indicii 1, 2 și 0 se referă la componentele simetrice de secvență directă, inversă și homopolară.

Avem în general următoarele 6 ecuații, oricare ar fi natura defectului survenit pe linie (într-un singur punct):

$$\left.\begin{aligned} U_{11} &= E_1 - Z_{11} I_{11} \\ U_{12} &= -Z_{12} I_{12} \\ U_{10} &= -Z_{10} I_{10} \end{aligned}\right\} \qquad \left.\begin{aligned} U_{21} &= E_2 - Z_{21} I_{21} \\ U_{22} &= -Z_{22} I_{22} \\ U_{20} &= -Z_{20} I_{20} \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

În ecuațiile (1) s-au utilizat următoarele notații :

E_I ··· tensiunea internă a generatorului echivalent al sistemului din stînga ;

E_{II} ··· tensiunea internă a generatorului echivalent al sistemului din dreapta ;

Z_{I1}, Z_{I2} și Z_{I0} ··· impedanța directă, respectiv inversă și homopolară a sistemului din stînga pînă la locul scurtcircuitului ;

Z_{II1}, Z_{II2}, și Z_{II0} ··· impedanța directă, respectiv inversă și homopolară a sistemului din dreapta pînă la locul scurtcircuitului.

În cele ce urmează, faza pe care are loc întreruperea se va lua ca fază de referință și se va nota cu A. În plus se va considera că scurtcircuitul este situat (față de întrerupere) înspre barele notate cu indicele I.

În cazul normal al funcționării în două faze (fără scurtcircuit) avem situația indicată în figura 2.

Ecuațiile de curenți care reflectă această situație sînt următoarele :

$$\left.\begin{aligned} I_{IA} &= 0 \\ I_{IIA} &= 0 \\ I_{IB} + I_{IIB} &= 0 \\ I_{IC} + I_{IIC} &= 0 \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

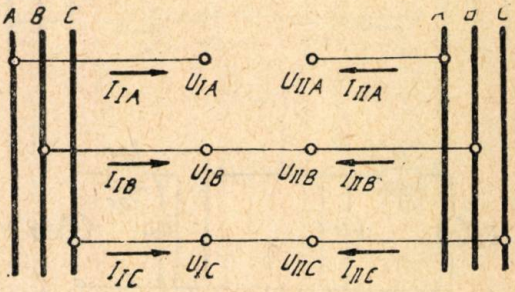


Fig. 2

iar ecuațiile de tensiuni sînt

$$\left.\begin{aligned} U_{IIB} - U_{IB} &= 0 \\ U_{IIC} - U_{IC} &= 0 \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

Trecînd la descompunerea în componente simetrice sistemul de ecuații (2) se înlocuiește cu sistemul echivalent (4),

$$\left.\begin{aligned} I_{III} + I_{II2} + I_{II0} &= 0 \\ I_{I1} + I_{III} &= 0 \\ I_{I2} + I_{II2} &= 0 \\ I_{I0} + I_{II0} &= 0 \end{aligned}\right\} \quad (4)$$

iar sistemul de ecuații (3) se înlocuiește cu sistemul echivalent (5)

$$U_{III} - U_{I1} = U_{II2} - U_{I2} = U_{II0} - U_{I0}. \quad (5)$$

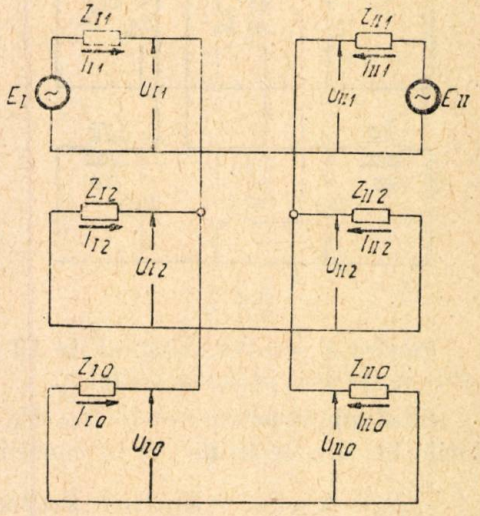
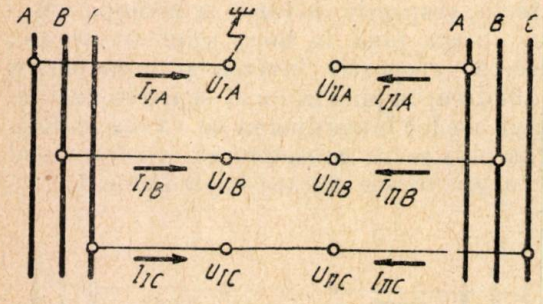


Fig. 3

Schema complexă care reflectă toate ecuațiile (1), (4) și (5) este indicată în figura 3.

În cazul suprapunerii peste acest regim a unui scurtcircuit monofazat pe faza A avem situația indicată în figura 4.

Ecuațiile de curenți care reflectă această situație sînt



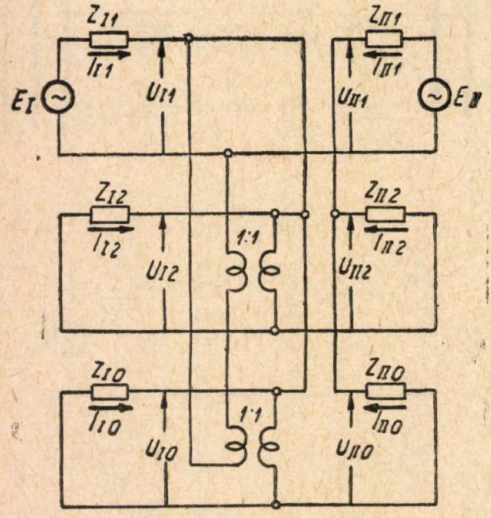
F.g. 4

$$\left.\begin{aligned} I_{IIA} &= 0 \\ I_{IB} + I_{IIB} &= 0 \\ I_{IC} + I_{IIC} &= 0 \end{aligned}\right\} \qquad (6)$$

iar ecuațiile de tensiuni sînt :

$$\left.\begin{aligned} U_{IA} &= 0 \\ U_{IIB} - U_{IB} &= 0 \\ U_{IIC} - U_{IC} &= 0 \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

Trecînd la descompunerea în componente simetrice sistemul de ecuații (6) se înlocuiește cu sistemul echivalent (8)



F.g. 5

$$\left.\begin{aligned} &I_{II1} + I_{II2} + I_{II0} = 0 \\ &I_{I1} + I_{II1} = I_{I2} + I_{II2} = I_{I0} + I_{II0} \end{aligned}\right\} (8)$$

iar sistemul de ecuații (7) se înlocuiește cu sistemul echivalent (9)

$$\left.\begin{aligned} &U_{I1} + U_{I2} + U_{I0} = 0 \\ &U_{II1} - U_{I1} = U_{II2} - U_{I2} = U_{II0} - U_{I0}. \end{aligned}\right\} (9)$$

Schema complexă care respectă toate ecuațiile (1), (8) și (9) este indicată în figura 5 în care transformatorii simbolici folosiți au raportul 1 :1.

Pentru a rezolva sistemul de 12 ecuații cu 12 necunoscute (1), (8) și (9) se poate proceda astfel :

Se elimină necunoscutele U_{I1}, U_{II1} U_{I2}, U_{II2}, U_{I0}, și U_{II0} substituind valorile lor din ecuațiile (1) în ecuațiile (9) și rezultă ecuațiile :

$$\left.\begin{aligned} &E_I - Z_{I1} I_{I1} - Z_{I2} I_{I2} - Z_{I0} I_{I0} = 0 \\ &E_{II} - E_I - Z_{II1} I_{II1} + Z_{I1} I_{I1} = -Z_{II2} I_{II2} + Z_{I2} I_{I2} = \\ &\qquad = -Z_{II0} I_{II0} + Z_{I0} I_{I0}. \end{aligned}\right\} \qquad (10)$$

Ecuațiile (10) formează împreună cu sistemul (8) un număr de 6 ecuații cu 6 necunoscute I_{I1}, I_{II1}, I_{I2}, I_{II2}, I_{I0} și I_{II0}.

Întrucît metoda clasică de rezolvare a sistemelor de ecuații liniare (metoda determinanților lui Kramer) este prea greu de aplicat în practică, la fiecare calcul în parte, este mai indicat să se procedeze astfel :

Se consideră I_{I1} și I_{III} ca fiind deja cunoscute și pentru ca sistemul de 6 ecuații (8) plus (10) să fie compatibil (se consideră numai I_{I2}, I_{II2}, I_{I0} și I_{II0} ca necunoscute) trebuie ca să fie îndeplinite două relații de compatibilitate.

Din aceste relații în care figurează numai I_{I1} și I_{III} (celelalte necunoscute fiind eliminate) se pot calcula cu ușurință valorile I_{I1} și I_{III}.

În cazul de față considerînd următoarele 5 ecuații extrase din ecuațiile (8) și (10) avem

$$\left.\begin{aligned} &-Z_{I2}I_{I2} - Z_{I0}I_{I0} + E_I - Z_{I1}I_{I1} = 0\\ &Z_{I2}I_{I2} - Z_{II2}I_{II2} - Z_{I0}I_{I0} + Z_{II0}I_{II0} = 0\\ &I_{II2} + I_{II0} + I_{III} = 0\\ &-I_{I2} - I_{II2} + I_{I1} + I_{III} = 0\\ &I_{I2} + I_{II2} - I_{I0} - I_{II0} = 0 \end{aligned}\right\} \qquad (11)$$

și punînd condiția de compatibilitate avem ecuația (12)

$$\begin{vmatrix} -Z_{I2} & 0 & -Z_{I0} & 0 & E_I - Z_{I1}I_{1I1}\\ Z_{I2} & -Z_{II2} & -Z_{I0} & Z_{II0} & 0\\ 0 & 1 & 0 & 1 & I_{III}\\ -1 & -1 & 0 & 0 & I_{I1} + I_{III}\\ 1 & 1 & -1 & -1 & 0 \end{vmatrix} = 0 \qquad (12)$$

din care rezultă

$$(E_I - Z_{I1}I_{I1})\begin{vmatrix} Z_{I2} & Z_{II2} & -Z_{I0} & Z_{II0}\\ 0 & 1 & 0 & 1\\ -1 & -1 & 0 & 0\\ 1 & 1 & -1 & -1 \end{vmatrix} +$$

$$+ I_{III}\begin{vmatrix} -Z_{I2} & 0 & -Z_{I0} & 0\\ Z_{I2} & -Z_{II2} & -Z_{I0} & Z_{II0}\\ -1 & -1 & 0 & 0\\ 1 & 1 & -1 & -1 \end{vmatrix} - (I_{I1} + I_{III})\begin{vmatrix} -Z_{I2} & 0 & -Z_{I0} & 0\\ Z_{I2} & -Z_{II2} & -Z_{I0} & Z_{II0}\\ 0 & 1 & 0 & 1\\ 1 & 1 & -1 & -1 \end{vmatrix} = 0 \cdot (13)$$

Rezolvînd mai departe determinanții obținem

$$(E_I - Z_{I1}I_{I1})(Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}) - I_{III}(Z_{I2}Z_{II0} + Z_{I0}Z_{II2} + 2Z_I\ Z_{I0}) - (I_{I1} + I_{III})[(Z_{I2} + Z_{I0})(Z_{II2} + Z_{II0}) + 4Z_{I2}Z_{I0}] = 0. \qquad (14)$$

Ordonînd termenii obținem

$$E_I = \left[Z_{11} + \frac{(Z_{I2} + Z_{I0})(Z_{II2} + Z_{II0}) + 4Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}}\right]I_{I1} + \qquad (15)$$

$$+ \frac{Z_{I2}(Z_{II2} + 2Z_{II0}) + Z_{I0}(Z_{II0} + 2Z_{II2}) + 6Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}} I_{III}$$

În mod analog alegînd alte 5 ecuații din sistemele (8) și (10) și punînd din nou condiția de compatibilitate obținem

$$E_{II} = \left[Z_{III} + \frac{(Z_{I2} + Z_{I0})(Z_{II2} + Z_{II0}) + (3Z_{I2} + Z_{II2})(3Z_{I0} + Z_{II0})}{Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}} \right] I_{III} + \\ + \frac{Z_{I2}(Z_{II2} + 2Z_{II0}) + Z_{I0}(Z_{II0} + 2Z_{II2}) + 6Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}} I_{II}. \qquad (16)$$

Ecuațiile (15) și (16) conțin două necunoscute și sînt de forma

$$\left.\begin{aligned} E_I &= (Z_{II} + Z_{I,I})\, I_{II} + Z_{I,II}\, I_{III} \\ E_{II} &= Z_{II,I}\, I_{II} + (Z_{III} + Z_{II,II})\, I_{III} \end{aligned}\right\} \qquad (17)$$

din care se pot calcula ușor necunoscutele I_{II} și I_{III} după ce se calculează impedanțele $Z_{I,I}$, $Z_{I,II}$, $Z_{II,I}$ și $Z_{II,II}$ după formulele

$$\left.\begin{aligned} Z_{I,I} &= \frac{(Z_{I2} + Z_{I0})(Z_{II2} + Z_{II0}) + 4Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}} \\ Z_{I,II} = Z_{II,I} &= \frac{Z_{I2}(Z_{II2} + 2Z_{II0}) + Z_{I0}(Z_{II0} + 2Z_{II2}) + 6Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}} \\ Z_{II,II} &= \frac{(Z_{I2} + Z_{I0})(Z_{II2} + Z_{II0}) + (3Z_{I2} + Z_{II2})(3Z_{I0} + Z_{II0})}{Z_{I2} + Z_{II2} + Z_{I0} + Z_{II0}}. \end{aligned}\right\} \qquad (18)$$

În cazul de față $Z_{I,II} = Z_{II,I}$. În general însă această egalitate nu este satisfăcută.

Introducînd valorile aflate ale curenților I_{II} și I_{III} în ecuațiile (8) și (10) se obțin 6 ecuații cu 4 necunoscute (I_{I2}, I_{II2}, I_{I0} și I_{II0}). Se aleg patru ecuații dintre acestea, de preferință ecuațiile

$$\left.\begin{aligned} &I_{III} + I_{II2} + I_{II0} = 0 \\ &I_{II} + I_{III} = I_{I2} + I_{II2} = I_{I0} + I_{II0} \\ &E_I - Z_{II}\, I_{II} - Z_{I2}\, I_{I2} - Z_{I0}\, I_{I0} = 0. \end{aligned}\right\} \qquad (19)$$

Se rezolvă sistemul prin metoda substituției repetate obținîndu-se valorile ultimelor patru necunoscute I_{I2}, I_{II2}, I_{I0} și I_{II0}.

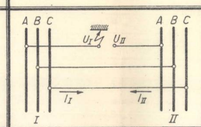
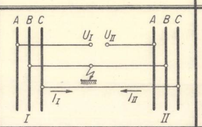
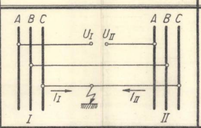
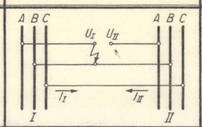
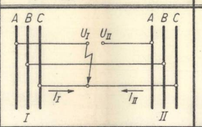
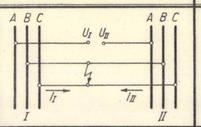
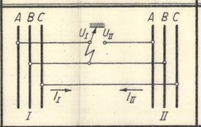
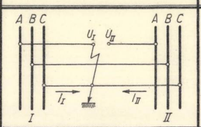
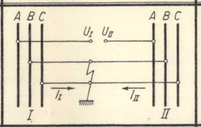
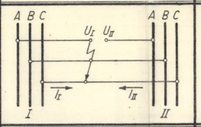
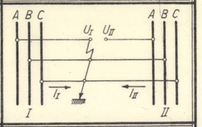
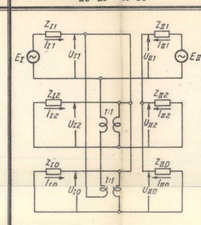
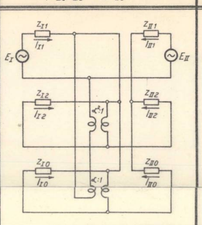
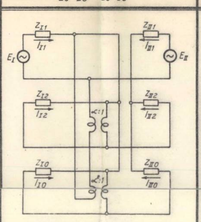
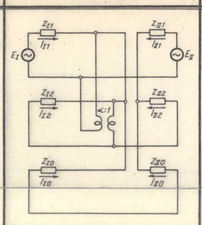
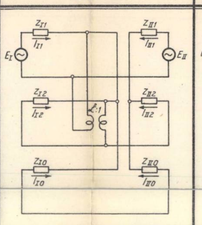
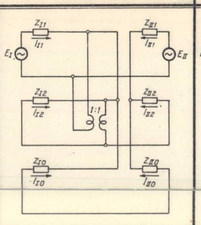
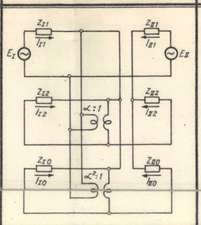
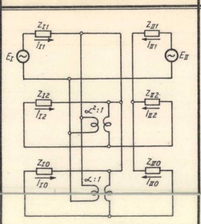
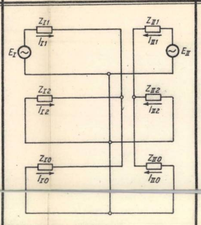
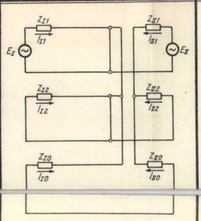
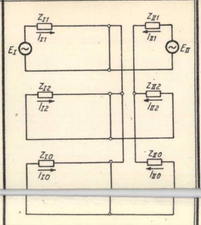
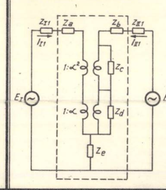
Ca verificare se introduc valorile obținute ale curenților, în ecuațiile care nu au fost considerate în sistemul (19) și anume în ecuațiile (20)

$$\left.\begin{aligned} E_{II} - E_I &= -Z_{III}\, I_{III} + Z_{II}\, I_{II} = \\ &= -Z_{II2}\, I_{II2} + Z_{I2}\, I_{I2} = \\ &= -Z_{II0}\, I_{II0} + Z_{I0}\, I_{I0}. \end{aligned}\right\} \qquad (20)$$

Dacă sistemul (20) se verifică se poate presupune că rezultatele calculului sînt corecte. Cunoscînd valorile curenților de diferite secvențe acestea se introduc în ecuațiile (1) și se obțin valorile tensiunilor de diferite secvențe înainte și după locul de defect. Se calculează apoi compo-

TABLOU DE CALCUL AL REGIMURILOR DE SCURTCIRCUIT SUPRAPUSE REGIMULUI DE FUNCȚIONARE A UNEI LINII ELECTRICE CU O FAZĂ ÎNTRERUPTĂ.

≈ INTOCMIT DE ING. ADLER EDGAR ≈

1	NATURA SCURTCIRCUITULUI SUPRAPUS REGIMULUI DE FUNCȚIONARE CU FAZA A ÎNTRERUPTĂ	SCURTCIRCUIT MONOFAZAT PE FAZA-A	SCURTCIRCUIT MONOFAZAT PE FAZA-B	SCURTCIRCUIT MONOFAZAT PE FAZA-C	SCURTCIRCUIT BIFAZAT (FĂRĂ PĂMÎNT) PE FAZELE A-B	SCURTCIRCUIT BIFAZAT (FĂRĂ PĂMÎNT) PE FAZELE A-C	SCURTCIRCUIT BIFAZAT (FĂRĂ PĂMÎNT) PE FAZELE B-C	SCURTCIRCUIT BIFAZAT (CU PĂMÎNT) PE FAZELE A-B	SCURTCIRCUIT BIFAZAT (CU PAMÎNT) PE FAZELE A-C	SCURTCIRCUIT BIFAZAT (CU PĂMÎNT) PE FAZELE B-C	SCURTCIRCUIT TRIFAZAT (FĂRĂ PĂMÎNT)	SCURTCIRCUIT TRIFAZAT (CU PĂMÎNT)
2	SCHEMA TRONSONULUI DE REȚEA IN CARE ARE LOC DEFECTUL											
3	ECUAȚIILE DE CURENȚI (VALORILE PE FAZE)	$I_{IIA}=0$ $I_{IB}+I_{IIB}=0$ $I_{IC}+I_{IIC}=0$	$I_{IIA}=0$ $I_{IA}+I_{IIA}=0$ $I_{IC}+I_{IIC}=0$	$I_{IIA}=0$ $I_{IA}+I_{IIA}=0$ $I_{IB}+I_{IIB}=0$	$I_{IIA}=0$ $I_{IC}+I_{IIC}=0$ $I_{IA}+I_{IIA}=-(I_{IB}+I_{IIB})$	$I_{IIA}=0$ $I_{IB}+I_{IIB}=0$ $I_{IA}+I_{IIA}=-(I_{IC}+I_{IIC})$	$I_{IIA}=0$ $I_{IA}+I_{IIA}=0$ $I_{IB}+I_{IIB}=-(I_{IC}+I_{IIC})$	$I_{IIA}=0$ $I_{IC}+I_{IIC}=0$	$I_{IIA}=0$ $I_{IB}+I_{IIB}=0$	$I_{IA}=0$ $I_{IIA}=0$	$I_{IIA}=0$ $I_{IA}+I_{IB}+I_{IC}+I_{IIA}+I_{IIB}+I_{IIC}=0$	$I_{IIA}=0$
4	ECUAȚIILE DE TENSIUNI (VALORILE PE FAZE)	$U_{IA}=0$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IB}=0$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IC}=0$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IA}=U_{IB}$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IA}=U_{IC}$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IB}=U_{IC}$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IA}=0$ $U_{IB}=0$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IA}=0$ $U_{IC}=0$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IB}=0$ $U_{IC}=0$ $U_{IIB}=0$ $U_{IIC}=0$	$U_{IA}=U_{IB}=U_{IC}$ $U_{IIB}-U_{IB}=0$ $U_{IIC}-U_{IC}=0$	$U_{IA}=0$ $U_{IIB}=0$ $U_{IB}=0$ $U_{IIC}=0$ $U_{IC}=0$
5	ECUAȚIILE COMPONENTELOR SIMETRICE DE CURENȚI	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=I_{I2}+I_{II2}=I_{I0}+I_{II0}$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=\alpha^2(I_{I2}+I_{II2})=\alpha(I_{I0}+I_{II0})$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=\alpha(I_{I2}+I_{II2})=\alpha^2(I_{I0}+I_{II0})$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I0}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=-\alpha(I_{I2}+I_{II2})$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I0}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=-\alpha^2(I_{I2}+I_{II2})$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I0}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=-(I_{I2}+I_{II2})$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}+\alpha(I_{I2}+I_{II2})+\alpha^2(I_{I0}+I_{II0})=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}+\alpha^2(I_{I2}+I_{II2})+\alpha(I_{I0}+I_{II0})=0$	$I_{I1}+I_{I2}+I_{I0}=0$ $I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I0}+I_{II0}=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$
6	ECUAȚIILE COMPONENTELOR SIMETRICE DE TENSIUNI	$U_{I1}+U_{I2}+U_{I0}=0$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}+\alpha^2U_{I2}+\alpha U_{I0}=0$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}+\alpha U_{I2}+\alpha^2U_{I0}=0$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}=\alpha U_{I2}$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}=\alpha^2U_{I2}$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}=U_{I2}$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}=\alpha U_{I2}=\alpha^2U_{I0}$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}=\alpha^2U_{I2}=\alpha U_{I0}$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}=U_{I2}=U_{I0}$ $U_{II1}=U_{II2}=U_{II0}$	$U_{I1}=0$ $U_{I2}=0$ $U_{I0}=0$ $U_{II1}-U_{I1}=U_{II2}-U_{I2}=U_{II0}-U_{I0}$	$U_{I1}=0$ $U_{I2}=0$ $U_{I0}=0$ $U_{II1}=U_{II2}=U_{II0}$
7	ECUAȚIILE GENERALE ALE COMPONENTELOR SIMETRICE DE TENSIUNI ȘI CURENȚI	$U_{I1}=E_I-Z_{I1}I_{I1}$ $U_{I2}=-Z_{I2}I_{I2}$ $U_{I0}=-Z_{I0}I_{I0}$						$U_{II1}=E_{II}-Z_{II1}I_{II1}$ $U_{II2}=-Z_{II2}I_{II2}$ $U_{II0}=-Z_{II0}I_{II0}$				
8	ECUAȚIILE REZULTATE DIN SUBSTITUȚIA TENSIUNILOR DIN ECUAȚIILE (7) IN ECUAȚIILE (6)	$E_I-Z_{I1}I_{I1}-Z_{I2}I_{I2}-Z_{I0}I_{I0}=0$ $E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=$ $=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=$ $=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}-\alpha^2Z_{I2}I_{I2}-\alpha Z_{I0}I_{I0}=0$ $E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=$ $=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=$ $=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}-\alpha Z_{I2}I_{I2}-\alpha^2Z_{I0}I_{I0}=0$ $E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=$ $=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=$ $=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=-\alpha Z_{I2}I_{I2}$ $E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=$ $=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=$ $=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=-Z_{I2}I_{I2}$ $E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=$ $=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=$ $=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=-\alpha^2Z_{I2}I_{I2}=-\alpha Z_{I0}I_{I0}$ $E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=$ $=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=$ $=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=-\alpha Z_{I2}I_{I2}=-\alpha^2Z_{I0}I_{I0}$ $E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=$ $=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=$ $=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=-Z_{I2}I_{I2}=-Z_{I0}I_{I0}$ $E_{II}-Z_{II1}I_{II1}=-Z_{II2}I_{II2}=-Z_{II0}I_{II0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=0$ $-Z_{I2}I_{I2}=0$ $E_{II}-Z_{II1}I_{II1}=-Z_{II2}I_{II2}=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=0$ $-Z_{I2}I_{I2}=0$ $-Z_{I0}I_{I0}=0$ $E_{II}-Z_{II1}I_{II1}=-Z_{II2}I_{II2}=-Z_{II0}I_{II0}$
9	SCHEMA COMPLEXĂ CARE RESPECTĂ TOATE ECUAȚIILE (5),(6),(7) ȘI (8)											
10	VALORILE IMPEDANȚELOR DIN ECUAȚIILE CE SE FOLOSESC LA CALCULUL LUI I_{I1} ȘI I_{II1} $E_I=(Z_{I1}+Z_{L1})I_{I1}+Z_{L2}I_{II1}$ ȘI $E_{II}-Z_{II,I}I_{I1}+(Z_{II1}+Z_{II,II})I_{II1}$ [REZULTATE DIN ECUAȚILE (5) ȘI (8)]	$Z_{I,I}$	$\frac{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+4Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{I0}}$	0	0
		$Z_{I,II}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{II2}+2Z_{II0})+Z_{I0}(Z_{I0}+2Z_{II2})+6Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{II2}+Z_{I0}Z_{II0}-\alpha Z_{I2}Z_{I0}-\alpha^2Z_{II2}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{II2}+Z_{I0}Z_{II0}-\alpha^2Z_{I2}Z_{I0}-\alpha Z_{II2}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(1-\alpha)Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(1-\alpha^2)Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(1-\alpha)Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$Z_{II,I}=Z_{I,II}$	$\frac{[(1-\alpha)Z_{II2}+(1-\alpha^2)Z_{II0}]Z_{I2}Z_{I0}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{[(1-\alpha^2)Z_{II2}+(1-\alpha)Z_{II0}]Z_{I2}Z_{I0}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	0	0	0
		$Z_{II,I}$	$Z_{II,I}=Z_{I,II}$	$\frac{Z_{I2}Z_{II2}+Z_{I0}Z_{II0}-\alpha^2Z_{I2}Z_{I0}-\alpha Z_{II2}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{II2}+Z_{I0}Z_{II0}-\alpha Z_{I2}Z_{II0}-\alpha^2Z_{II2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(1-\alpha^2)Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(1-\alpha)Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(1-\alpha^2)Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{[(1-\alpha)Z_{II2}+(1-\alpha^2)Z_{II0}]Z_{I2}Z_{I0}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{[(1-\alpha^2)Z_{II2}+(1-\alpha)Z_{II0}]Z_{I2}Z_{I0}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	0	0	0
		$Z_{II,II}$	$\frac{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+(3Z_{I2}+Z_{II2})(3Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+Z_{II2}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+Z_{II2}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(3Z_{I2}+Z_{II2})(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(3Z_{I2}+Z_{II2})(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{II2}(Z_{I2}+Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{II2}Z_{I0}(Z_{I2}+Z_{I0})+3Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{I_{II2}Z_{I0}(Z_{I2}+Z_{I0})+3Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{II2}+Z_{I0}}$	$\frac{Z_{II2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{II2}Z_{I0}}{Z_{II2}+Z_{II0}}$
11	IMPEDANȚELE SCHEMEI REDUSE LA SECVENȚA DIRECTĂ 	Z_a	$-\frac{Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})+Z_{I0}(Z_{I2}+Z_{II2})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{2Z_{I2}Z_{I0}+2Z_{II2}Z_{I0}+Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{2Z_{I2}Z_{I0}+2Z_{II2}Z_{I0}+Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{I0}}$	0	0
		Z_b	$\frac{Z_{I2}(3Z_{I0}+2Z_{II0})+Z_{I2}(2Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{2Z_{I2}Z_{I0}+2Z_{II2}Z_{I0}+Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{2Z_{I2}Z_{I0}+2Z_{II2}Z_{I0}+Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(3Z_{I2}+Z_{II2})(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{(3Z_{I2}+Z_{II2})(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{II2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{II2}Z_{I0}(Z_{I2}+Z_{I0})+3Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{I_{II2}Z_{I0}(Z_{I2}+Z_{I0})+3Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{Z_{II2}Z_{I0}}{Z_{II2}+Z_{I0}}$	$\frac{Z_{II2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{II2}Z_{I0}}{Z_{II2}+Z_{II0}}$
		Z_c	0	$-\frac{Z_{I2}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$-\frac{Z_{II2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$-\frac{Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	0	0	$-\frac{Z_{I2}Z_{I0}Z_{II0}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$-\frac{Z_{I2}Z_{I0}Z_{II2}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	0	0	0
		Z_d	0	$-\frac{Z_{II2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$-\frac{Z_{I2}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	0	$-\frac{Z_{I2}(Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	0	$-\frac{Z_{I2}Z_{I0}Z_{II2}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$-\frac{Z_{I2}Z_{I0}Z_{II0}}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	0	0	0
		Z_e	$\frac{Z_{I2}(Z_{II2}+2Z_{II0})+Z_{I0}(Z_{I0}+2Z_{II2})+6Z_{I2}Z_{I0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{II2}+Z_{I0}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{II2}+Z_{I0}Z_{II0}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}(Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0})}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{II2}}{Z_{I2}+Z_{II2}+Z_{I0}+Z_{II0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	$\frac{Z_{I2}Z_{I0}(Z_{II2}+Z_{II0})}{(Z_{I2}+Z_{I0})(Z_{II2}+Z_{II0})+3Z_{I2}Z_{I0}}$	0	0	0
12	ECUAȚIILE CE SE FOLOSESC LA CALCULUL COMPONENTELOR SIMETRICE DE CURENȚI I_{I2}, I_{II2}, I_{I0} ȘI I_{II0}	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=I_{I2}+I_{II2}=I_{I0}+I_{II0}$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}-Z_{I2}I_{I2}-Z_{I0}I_{I0}=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=\alpha^2(I_{I2}+I_{II2})=\alpha(I_{I0}+I_{II0})$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}-\alpha^2Z_{I2}I_{I2}-\alpha Z_{I0}I_{I0}=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=\alpha(I_{I2}+I_{II2})=\alpha^2(I_{I0}+I_{II0})$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}-\alpha Z_{I2}I_{I2}-\alpha^2Z_{I0}I_{I0}=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I0}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=-\alpha(I_{I2}+I_{II2})$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}=-\alpha Z_{I2}I_{I2}$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I0}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=-\alpha^2(I_{I2}+I_{II2})$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}=-\alpha^2Z_{I2}I_{I2}$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I0}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}=-(I_{I2}+I_{II2})$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}=-Z_{I2}I_{I2}$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}+\alpha(I_{I2}+I_{II2})+\alpha^2(I_{I0}+I_{II0})=0$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}=-\alpha Z_{I2}I_{I2}=-\alpha^2Z_{I0}I_{I0}$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$ $I_{I1}+I_{II1}+\alpha^2(I_{I2}+I_{II2})+\alpha(I_{I0}+I_{II0})=0$ $E_I-Z_{I1}I_{I1}=-\alpha^2Z_{I2}I_{I2}=-\alpha Z_{I0}I_{I0}$	$E_I-Z_{I1}I_{I1}=-Z_{I2}I_{I2}=-Z_{I0}I_{I0}$ $E_{II}-Z_{II1}I_{II1}=-Z_{II2}I_{II2}=-Z_{II0}I_{II0}$	$I_{I0}+I_{II0}=0$ $I_{I2}=0$ $E_{II}-Z_{II1}I_{II1}=-Z_{II2}I_{II2}=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$	$I_{I2}=0$ $I_{I0}=0$ $E_{II}-Z_{II1}I_{II1}=-Z_{II2}I_{II2}=-Z_{II0}I_{II0}$
13	ECUAȚIILE CE SE FOLOSESC LA VERIFICAREA REZULTATELOR	$E_{II}-E_I-Z_{II1}I_{II1}+Z_{I1}I_{I1}=-Z_{II2}I_{II2}+Z_{I2}I_{I2}=-Z_{II0}I_{II0}+Z_{I0}I_{I0}$								$I_{I1}+I_{I2}+I_{I0}=0$ $I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$	$I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}=0$
14	FORMULELE DE CALCUL PENTRU CURENȚII PE FAZE						$I_{IA}=I_{I1}+I_{I2}+I_{I0}$ $I_{IB}=\alpha^2I_{I1}+\alpha I_{I2}+I_{I0}$ $I_{IC}=\alpha I_{I1}+\alpha^2I_{I2}+I_{I0}$	$I_{IIA}=I_{II1}+I_{II2}+I_{II0}$ $I_{IIB}=\alpha^2I_{II1}+\alpha I_{II2}+I_{II0}$ $I_{IIC}=\alpha I_{II1}+\alpha^2I_{II2}+I_{II0}$			
15	FORMULELE DE CALCUL PENTRU TENSIUNILE PE FAZE						$U_{IA}=U_{I1}+U_{I2}+U_{I0}$ $U_{IB}=\alpha^2U_{I1}+\alpha U_{I2}+U_{I0}$ $U_{IC}=\alpha U_{I1}+\alpha^2U_{I2}+U_{I0}$	$U_{IIA}=U_{II1}+U_{II2}+U_{II0}$ $U_{IIB}=\alpha^2U_{II1}+\alpha U_{II2}+U_{II0}$ $U_{IIC}=\alpha U_{II1}+\alpha^2U_{II2}+U_{II0}$			

LEGENDA:

E_I Tensiunea internă a generatorului echivalent al sistemului din stînga.

E_{II} Tensiunea internă a generatorului echivalent al sistemului din dreapta.

Z_{I1}, Z_{I2} și Z_{I0} Impedanța directă, respectiv inversă și homopolară a sistemului din stînga pînă la locul defectului.

Z_{II1}, Z_{II2} și Z_{II0} Impedanța directă, respectiv inversă și homopolară a sistemului din dreapta pînă la locul defectului.

TABLOU DE CALCUL AL REGIMURILOR DE SCURTCIRCUIT SUPRAPUSE REGIMULUI DE FUNCȚIONARE A UNEI LINII ELECTRICE CU O FAZĂ ÎNTRERUPTĂ.

nentele simetrice de tensiune pe barele I și II de la capetele tronsonului studiat. Apoi se calculează valorile curenților și a tensiunilor pe fiecare fază în parte aplicînd relațiile :

$$\left.\begin{aligned} I_A &= I_1 + I_2 + I_0 & U_A &= U_1 + U_2 + U_0 \\ I_B &= \alpha^2 I_1 + \alpha I_2 + I_0 & U_B &= \alpha^2 U_1 + \alpha U_2 + U_0 \\ I_C &= \alpha I_1 + \alpha^2 I_2 + I_0 & U_C &= \alpha U_1 + \alpha^2 U_2 + U_0. \end{aligned}\right\} \quad (21)$$

După cum reiese din ecuațiile (17) schema complexă din figura 5 poate fi redusă (dacă ne interesează pentru început numai secvența di-

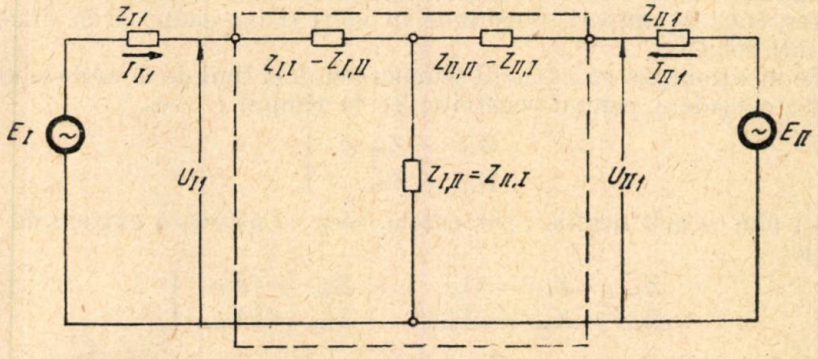


Fig. 6

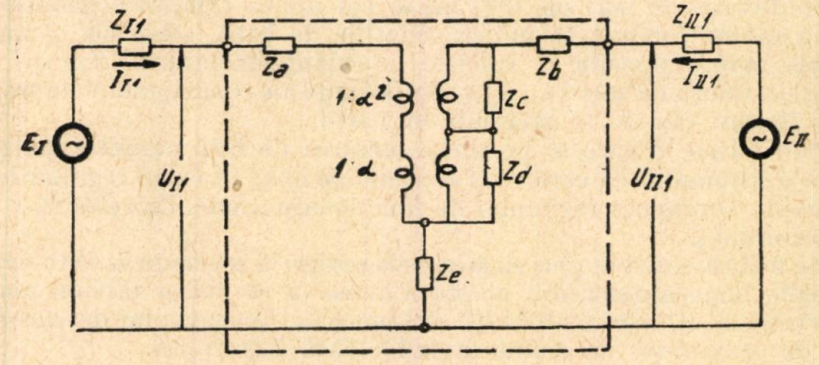


Fig. 7

rectă) la schema din figura 6, în care $Z_{I,\,I}$, $Z_{I,\,II}$, $Z_{II,\,I}$ și $Z_{II,\,II}$ se pot calcula după formulele (18).

În cazul general al unui scurtcircuit oarecare suprapus regimului cu o fază întreruptă se obțin scheme complexe diferite de la caz la caz (a se vedea tabloul anexat). Toate aceste scheme complexe se reduc însă la schema de forma indicată în figura 7.

În schema din figura 7 transformatorii simbolici utilizați au raportul de transformare $1:\alpha$ și $1:\alpha^2$.

Notînd

$$\left.\begin{aligned} Z_a + Z_c + Z_d + Z_e &= Z_{I,I} \\ Z_e + \alpha Z_c + \alpha Z_d &= Z_{I,II} \\ Z_e + \alpha^2 Z_c + \alpha Z_d &= Z_{II,I} \\ Z_b + Z_c + Z_d + Z_e &= Z_{II,II} \end{aligned}\right\} \quad (22)$$

rezultă că ecuațiile (17) sînt generale cu observația că impedanțele $Z_{I,I}$, $Z_{I,II}$, $Z_{II,I}$ și $Z_{II,II}$ se calculează după formule specifice fiecărui caz de scurtcircuit în parte. Aceste formule sînt date în tabloul anexat.

Calculele se pot efectua după metoda de mai sus fie în unități obișnuite (curenții în amperi, tensiunile în volți și impedanțele în ohmi) fie în unități relative.

Se menționează că în cazul alimentării unei linii de la ambele capete se poate considera pentru scurtcircuite la timpul $t = 0$s

$$\left.\begin{aligned} Z_{II} &= Z_{I2} \text{ și} \\ Z_{III} &= Z_{II2}. \end{aligned}\right\} \quad (23)$$

În plus se pot neglija rezistențele, ceea ce ușurează extrem de mult calculele

$$\left.\begin{aligned} Z_{II} &= Z_{I2} = jX_{II} & Z_{I0} &= jX_{I0} \\ Z_{III} &= Z_{II2} = jX_{III} & Z_{II0} &= jX_{II0}. \end{aligned}\right\} \quad (24)$$

În cazul alimentării unei linii de la un singur capăt tensiunea internă a generatorului echivalent consumatorului se ia $E = 0$. Se menționează că simplificările de mai sus (24) nu se pot aplica ramurii consumatoare.

În tabloul anexat se indică ecuațiile de bază, schemele complexe, schemele reduse precum și valorile impedanțelor proprii $Z_{I,I}$ și $Z_{II,II}$ precum și a celor mutuale $Z_{I,II}$ și $_{II,I}$ (impedanțe ale cuadripolului impropriu) pentru fiecare caz de scurtcircuit în parte.

Sub forma în care se prezintă, lucrarea de față permite analizarea comodă a sistemului de curenți și tensiuni ce apar în cazul regimurilor de scurtcircuit suprapuse regimului de funcționare a unei linii electrice cu o fază întreruptă.

Se menționează în plus că schemele reduse la secvența directă precum și valorile impedanțelor din aceste scheme (a se vedea tabloul anexat) pot servi și la calculul stabilității dinamice a transportului de energie în regim de scurcircuit pe o linie avînd o fază întreruptă.

К ВОПРОСУ ОБ АНАЛИЗЕ РЕЖИМОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ, НАЛАГАЮЩИХСЯ НА РЕЖИМ РАБОТЫ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С РАЗРЫВОМ ОДНОЙ ФАЗЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Допущение режима работы линий электропередачи с разрывом одной фазы требует подробного анализа режимов короткого замыкания, налагающихся на режим с разрывом одной фазы. Этот анализ

представляет особое значение для проектирования релейной защиты, проектирования защитных установок линий связи против влияний линий электропередачи, а также для выбора размеров приспособлений для заземления.

В данной работе анализируются наиболее часто встречающийся на практике случай, при котором короткое замыкание появляется на том же участке сети на котором имеет место разрыв одной фазы. Даются простые выражения для расчета при всех возможных случаях короткого замыкания.

В прилагаемой таблице указаны расчетные выражения, основные уравнения, комплексные схемы, а также импедансы собственные и взаимные особого четырехполюсника, для каждого случая короткого замыкания.

В той форме в какой она представлена, данная работа позволяет удобно анализировать систему токов и напряжений, которые появляются в случае режимов короткого замыкания, налагающихся на режим работы линий электропередачи с разрывом одной фазы.

Отмечается, что схемы сведенные к положительной последовательности, а также величины полных сопротивлений из этих схем (см. приложенную таблицу) могут быть использованы в расчете динамической устойчивости в режиме короткого замыкания на линии с разрывом одной фазы.

CONTRIBUTION À L'ANALYSE DES RÉGIMES DE COURT-CIRCUIT SUPERPOSÉS AU RÉGIME DE FONCTIONNEMENT D'UNE LIGNE ÉLECTRIQUE À PHASE INTERROMPUE

(RÉSUMÉ)

L'adoption d'un régime de fonctionnement des lignes électriques à phase interrompue exige une analyse détaillée des régimes de court-circuit qui s'y superposent. Cette analyse est particulièrement importante lorsqu'il s'agit d'établir des projets pour la protection par relais, pour la protection des lignes de télécommunication contre les influences des lignes de transport de l'énergie électrique ou bien pour établir les dimensions des prises à la terre.

L'auteur analyse le cas le plus fréquent dans la pratique courante, où le court-circuit apparaît dans le tronçon même du réseau où l'interruption d'une phase s'est produite, et donne des formules de calcul simples, pour tous les cas possibles de court-circuit.

Le tableau ci-joint indique, pour chaque court-circuit, les expressions de calcul, les équations fondamentales, les schémas complexes ainsi que les impédances propres et mutuelles du quadripôle impropre.

Sous la forme sous laquelle il est présenté, ce travail permet d'analyser, sans difficulté, le système de courants et tensions qui apparaissent dans le cas des régimes de court-circuit superposés au régime de fonctionnement d'une ligne électrique à phase interrompue.

L'auteur mentionne en sus que les schémas réduits à la séquence directe ainsi que les valeurs des impédances de ces schémas (voir le tableau ci-joint) peuvent également servir au calcul de la stabilité dynamique du transport d'énergie, en régime de court-circuit, sur une ligne à phase interrompue.

BIBLIOGRAFIE

1. A. B. Cernin, *Scurtcircuite în cazul regimurilor cu număr incomplet de faze ale sistemelor electrice.* Ed. tehnică, București, 1956.
2. — *Calculul curenților și al tensiunilor pentru analizarea protecției prin relee la scurtcircuite cu întreruperea simultană a unei faze*, Traducere ISRS după Elektricestvo, nr. 6/1948.
3. N. N. Scedrin, *Contribuție la teoria regimurilor complexe nesimetrice ale sistemelor electrice.* Traducere ISPE, 1955, după Elektricestvo, nr. 5/1946.
4. N. I. Sokolov, *Construcția și utilizarea schemelor echivalente complexe la rețele nesimetrice complexe.* Traducere ISRS, 1955, după Elektricestvo, nr. 8/1949.
5. P. Dimo. *Posibilitatea inversiunii fazelor în rețelele de înaltă tensiune în cazul tăierii pe o fază a întrerupătorilor.* Studii și cercetări de energetică, t 1, 1951, nr. 3—4.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

ELECTROENERGETICĂ

NOI TIPURI DE CONDUCTOARE DIN OŢEL-ALUMINIU PENTRU DISTRIBUŢII RURALE *)

DE

AUREL AVRAMESCU
MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R.P.R.

Extinderea electrificării în zona rurală trebuie să fie şi să rămînă o preocupare constantă a autorităţilor competente şi a inginerimii noastre. În planul de electrificare se prevăd jaloane pentru această extindere, iar hotărîrile recente ale Partidului şi Guvernului indică scopul şi volumul lucrărilor prevăzute. Ele vor contribui în mod esenţial la industrializarea zonei rurale, la introducerea tehnicii înaintate în agricultură şi în activităţile rurale, deci în general la ridicarea nivelului cultural, tehnic şi economic al ţărănimii muncitoare. Totodată se impune însă, astăzi mai mult ca oricînd, o deosebită grijă pentru latura economică şi financiară a lucrărilor de anvergură, pentru ca obiectivele să fie atinse cu un minim de efort tehnico-economic. Propuneri care conduc la economii prin întrebuinţarea de materiale nedeficitare sau de materiale ieftine, fără a împieta asupra calităţii şi durabilităţii instalaţiilor, sînt de cea mai mare importanţă şi trebuie să fie studiate cu atenţie în vederea aplicării lor pe scară largă.

În acest sens, se face în cele ce urmează o propunere de a se introduce pentru electrificări rurale tipuri noi de conductoare din oţel-aluminiu cu un conţinut mai mare de oţel decît cel obişnuit. Creşterea rezistenţei mecanice a funiilor va permite întrebuinţarea unor secţiuni conductoare normale mai mici (6 şi 10 mm^2), cu deschideri mai mari, cu stîlpi mai puţini şi mai uşori.

În afară de faptul că se elimină cuprul dur (deficitar) şi se renunţă la aluminiul pur (prea moale), noile tipuri de funii permit întrebuinţarea unor calităţi mai inferioare a firelor de oţel de cît se cere în actualele prescripţii şi standarde.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 8 aprilie 1956.

În cele de mai jos se stabilesc prin calcul parametri geometrici, mecanici și electrici ale conductoarelor propuse. Aceste date sînt necesare nu numai pentru confecționarea noilor tipuri de funii, dar mai ales pentru calculele ce urmează a se întreprinde în continuare spre a stabili datele tehnice pentru proiectarea și montarea liniilor de distribuție în zona rurală.

1. CONSTRUCȚIA CONDUCTELOR DIN OȚEL-ALUMINIU

1. 1. *Parametrii electrici ai firelor de aluminiu.* Firele de aluminiu destinate conductoarelor electrice se fabrică din aluminiu electrolitic de cel puțin 99,5%. Impuritățile de Cu și Zn se limitează la 0,05%. Conductibilitatea acestor fire poate atinge valori de 36 Sm/mm² [1]. După cele mai recente dispoziții IEC (Philadelphia 1954) [2] firele recoapte (moi) vor avea la 20°C o rezistivitate de

$$\rho_{Al} = \frac{1}{37} = 0{,}027027 \ \Omega \frac{mm^2}{m},$$

pe cînd la cele trefilate

$$\rho_{Al} = 0{,}028264 \ \Omega \frac{mm^2}{m}.$$

Coeficientul liniar de temperatură al rezistivității pentru aceste fire este de

$$\alpha_\rho = 0{,}0040 \quad °C^{-1}$$

în domeniul 0—100°C. Pentru temperaturi mai mari, coeficientul α_ρ variază [3], sau trebuie să se ia în considerare o funcție de gradul doi pentru care autorul a făcut propuneri concrete bazate pe experiențe [4].

Este de observat că aceste date se referă la aluminiul destinat conductoarelor electrice și nu la aluminiul chimic pur a cărui conductibilitate atinge la 20°C 38 Sm/mm², cu un coeficient de temperatură de $\alpha = 4{,}3 \cdot 10^{-3}$ $°C^{-1}$ [5].

1.2. *Parametrii mecanici ai firelor de aluminiu.* Firele de aluminiu destinate conductoarelor electrice trec prin anumite prelucrări mecanice și termice spre a le asigura calitățile necesare [6]. Important este de a menține calitățile mecanice ale aluminiului trefilat pînă la temperaturi cît mai ridicate [7]. În această materie s-au realizat progrese importante în U.R.S.S. [8].

Parametrii principali se pot vedea în tabloul nr. 1.

1.3 *Parametrii firelor de oțel.* Firele de oțel destinate fabricației trebuie de asemenea să îndeplinească anumite condiții de calitate care au evoluat și ele de la apariția funiilor de oțel-aluminiu [9] datorită unor experiențe minuțioase [10] care au permis fixarea condițiilor prin standarde și norme (tabloul nr. 2). Rezistența la rupere nominală a acestor fire este de obicei 120 kg/mm² corespunzînd, după recomandările IEC, la o rezistență de rupere de cel puțin 133 kg/mm².

Tabloul nr. 1

Sîrme pentru funii de linii aeriene. Sîrme din Cu şi Al

R = rezistenţa; d = diametrul; F = forţa de încercare; g = greutatea

d mm		F [kgf]		R [Ω/km]		g [kg/km]	
nominal	toleranţă	Cu	Al	Cu	Al	Cu	Al
1,35		60	—	12,5	—	12,7	—
1,7	±0,05	90	41	7,9	12,6	20,2	6,1
1,8		100	46	7,0	11,3	22,6	6,9
2,1		140	62	5,2	8,3	30,8	9,4
2,25		160	72	4,5	7,2	35,4	10,7
2,45		—	85	—	6,1	—	12,7
2,5	±0,06	200	83	3,6	5,9	43,7	13,3
2,7		—	97	—	5,0	—	15,5
2,8		250	105	2,9	4,7	54,8	16,6
3		280	120	2,5	4,1	62,9	19,1
3,2		—	137	—	3,6		21,7
3,4	±0,08	—	154	—	3,2		24,5
3,8		—	193	—	2,5		30,6

Tabloul nr. 2

Sîrme pentru funii de linii aeriene. Sîrme din oţel zincat (v. STAS 3732—53 şi DIN-VDE 8205)

d mm		F	G
d_n	$\pm \Delta_d$	kgf	kg/km
1,45	±0,06	195	12,9
1,05		255	16,8
1,08	±0,08	305	20,0
1,95		355	23,4
2,15		435	28,5
2,25		475	31,2
2,4	±0,10	540	35,5
2,55		610	40,0
2,7		680	45,0
3		845	55,0
3,2	±0,12	960	63,1

Datele fizice fundamentale ale funiilor de oţel OZ 70).
$\gamma = 7{,}8.10^{-3}$ kg/cm³; $\beta = 1{,}1.10^{-5}°C^{-1}$; $E = 19\,600$ kg/mm²; $\sigma_e = 56$ kg/mm²; $\sigma_r = 70$ kg/mm².

1.4. *Construcția funiilor.* Conductoare unifilare din Al nu se permit în construcția liniilor de energie. Se întrebuințează exclusiv funii din fire cu un diametru de 1,7—3,8 mm. Cea mai simplă dispoziție este cea cu un fir central din Ol și cu 6 fire din Al de același diametru, rezultînd raportul Ol/Al 1:6 (tabloul nr. 3).

Fiecare strat succesiv conține într-o funie normală, cu 6 fire mai mult decît precedentul. Numărul total de fire n se calculează pentru inimi

$$\text{cu 1 fir}: n = 3N(N+1)+1,$$

$$\text{cu 3 fire}: n = 3N(N+2)+3,$$

unde N este numărul straturilor peste inimă, care nu contează ca strat.

Diametrul exterior al funiei (a cercului circumscris) este

$$D = d(2\pi + k),$$

unde

$k = 1$ pentru inimi cu 1 fir,
$k = 2{,}155$ pentru inimi cu 3 fire.

Din cauza înfunierii, lungimea firelor este mai mare decît a axei sau inimii conductorului. Crește astfel greutatea și rezistența electrică, descrește însă rezistența mecanică și inductanța față de un conductor cu aceeași secțiune dar fire nerăsucite. Creșterea relativă a lungimii este (fig. 1)

$$\frac{l+\Delta l}{l} = \sec\alpha = \sqrt{1+\operatorname{tg}^2\alpha} = \sqrt{1+\frac{\pi^2 d^2}{l^2}}.$$

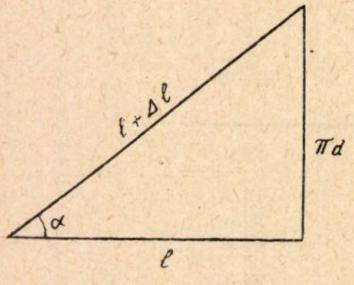


Fig. 1. — Calculul creșterii lungimii firelor din funii.

Creșterea normală a lungimii la funii normalizate este de 3%, corespunzînd la un pas de înfuniere de 13—14 ori diametrul funiei.

Din cauza înfunierii, la aplicarea unei tracțiuni, firele exterioare comprimă pe cele interioare, rezultînd o solicitare complexă pentru straturile exterioare. Dat fiind că diametrul și rezistența mecanică a firelor nu este riguros exactă se admite la funii o scădere a rezistenței la eforturi mecanice de 10% față de suma rezistențelor firelor componente. Această reducere crește cu pasul de înfuniere.

Creșterea rezistenței electrice la funii cu un singur strat de aluminiu este aproximativ de

1% la curenți de circa 35 A,
5% la curenți de circa 70 A,
10% la curenți de circa 100 A

La funii cu două sau mai multe straturi de fire de aluminiu peste miezul monofilar sau multifilar din oțel, straturile de Al se înfășoară în sens invers, pentru a anula efectul de inducție asupra miezului. Funiile cu 7 fire se întrebuințează de obicei pentru linii slab încărcate, ca liniile regionale de medie tensiune.

La calculul conductanței funiilor Ol—Al se consideră conductoare numai firele din Al. Secțiunea nominală (electrică) a funiilor este o rotunjire a sumei secțiunilor firelor din Al la valori normalizate (6,10, 16, 25, 35, 50 etc. mm²).

Funii Ol—Al cu un raport mai mare de oțel decît 1 :6 s-au construit mai ales pentru linii de înaltă tensiune cu deschideri mari. Funiile 1 :4 cu secțiuni mijlocii se compun dintr-un miez de 1+6=7 fire de oțel și o manta de 12 + 18 = 30 fire din aluminiu. Raportul secțiunii este exact 7 : 30 = 1 :4,28. Pentru linii cu tensiuni foarte mari s-au dezvoltat funiile Ol—Al 1 :3. La aceasta se întrebuințează cîte o dată fire de oțel cu o rezistență mai mică decît 120 kg/mm², anume 70 kg/mm², deoarece rezistența mecanică depășea astfel cerințele în deschideri normale (contrar cu STAS R 1531-50).

Funiile Ol—Al 1 :4 și 1 :3 se construiesc uneori în execuția paraoscilantă cu miezul de oțel liber în interiorul straturilor din aluminiu. Aceste funii au o comportare favorabilă la căderea sarcinii suplimentare de chiciură și zăpadă în sensul că nu intră în oscilații periculoase.

Au rezultat anumite *calități ale funiilor* de oțel — aluminiu [11] care sînt introduse în norme și în caietele de sarcină și asigură un coeficient de siguranță bine determinat funiilor [12]. Aceste date și valori sînt cuprinse în tabloul nr. 3.

Tabloul nr. 3

Conductoare de oțel-aluminiu de construcție normală

Dimensiuni: execuție, caracteristice (după STAS 3000—52)

Secțiune nominală	Execuție					
	Inima de oțel			Mantaua de aluminiu		
	fire		funie	fire		funie
s_n mm²	n —	d mm	d mm	n —	d mm	N —
16/2,5	1	1,8	1,80	6	1,8	1
25/4	1	2,25	2,25	6	2,25	1
35/6	1	2,7	2,7	6	2,7	1
50/8	1	3,2	3,2	6	3,2	1

Secțiunea s				d	m	G	F_r	$R_{20°C}$
Nominală s_n	Reală s_r							
	Al mm²	Ol mm²	total mm²	mm	—	kg/km	kgf	Ω/km
16/2,5	15,3	2,55	17,85	5,4	6	61,8	508	1,921
25/4	28,8	4,0	27,8	6,8	6	96,6	795	1,235
35,6	34,3	5,7	40,0	8,1	6	139,1	1145	0,857
50/8	48,3	8,0	56,3	9,6	6	195,5	1564	0,610

În condiții perfecte de fabricare funiile de Ol-Al au corespuns în mod satisfăcător cerințelor atît în regiuni tropice [13], cît și în regiuni bîntuite de chiciură și zăpezi mari [14].

2. COROZIUNEA SUPERFICIALĂ

2.1. *Protecția superficială.* Suprafața firelor componente trebuie să fie cît mai netedă, fără asperități, în nici un caz să nu conțină strunjituri din cupru care ar putea la umezeală să corodeze aluminiul. De aceea trefilarea aluminiului trebuie separată complet de cea a cuprului.

Funiile de Al și Ol-Al se ung cu vaselină, anume mai puțin în exterior și mai mult în păturile interioare, ceea ce evită nu numai oxidări ce împiedică atingerea conductoare a firelor, dar este favorabil pentru rezistența la solicitări de durată. Ungerea firelor este importantă în atmosfere corozive [15] în regiuni calde și tropice [16]. Dacă se iau anumite precauții coroziunea funiilor din Al și Ol-Al poate să fie evitată.

2.2. *Legături și cleme.* Legăturile funiilor de Al și Ol-Al trebuie să fie executate cu mare precauție [17] spre a evita oxidarea excesivă a suprafețelor de contact și slăbirea presiunii în contacte datorită pierderii în timp a elasticității [18]. Asupra legăturilor [19] și contactelor de aluminiu [20] și [21] există de altfel studii foarte minuțioase astfel că, pentru a asigura contacte bune, măsurile de luat s-au formulat sub formă de instrucțiuni oficiale [22], chiar în țara noastră. Literatura tehnică abundă în cercetări și date relative la executarea rațională a legăturilor și contactelor. La ICPET s-a efectuat un studiu pentru tipizarea clemelor pentru linii de Al și Ol-Al.

După experiențe efectuate în Africa de Sud [23], în condiții atmosferice corozive și defavorabile, măsurile cele mai indicate pentru a evita coroziunea electrolitică sînt : ungerea cu unsori neacide, buloane de legături din oțel zincat sau aliaje din aluminiu. La contacte cupru-aluminiu, aluminiul se dispune deasupra pentru ca sărurile de cupru să nu ajungă la aluminiu. Suprafețele de aluminiu în contact se aleg mari spre a reduce densitatea curentului electrolitic care descompune aluminiul.

După cercetări recente, ordinea rezistenței crescînde a contactelor metalice neunse și randalinate este : 1) Ag-Al bimetal ; 2) Cu-Al bimetal ; 3) Al cu platină de Sn ; 4) Al cu platină de Ag ; 5) Al cu platină de Ni ; 6) Cositorire ; 7) Cu-Cu ; 8) Platine de Cu ; 9) Al-Al nerafinat [24].

Contactele de aluminiu sau bimetalice cu aluminiu trebuie să fie prevăzute cu resoarte care să compenseze deformările permanente ale aluminiului și să asigure menținerea unei presiuni suficiente în contacte.

Dacă se iau toate măsurile de precauție legăturile și contactele de aluminiu pot să satisfacă exigențele exploatării relative la un serviciu neîntrerupt [19], [20] și [21].

3. FUNII NOI OȚEL-Al PENTRU ELECTRIFICĂRI RURALE

3.1. *Condiții tehnice.* Condițiile pe care trebuie să le îndeplinească un conductor pentru linii de distribuție regională și locală în mediul rural sînt :

— să aibă o mare rezistență mecanică (metal dur) ;
— să aibă o mică rezistență electrică (metal conductor) ;
— să nu conțină materiale deficitare (cupru) ;
— să se poată construi ușor (să fie simetric) ;
— să se poată monta ușor (să aibă o greutate și o secțiune cît mai mică) ;
— să permită construirea unor linii cu cheltuieli de investiții minime.

3.2. *Soluții noi.* Funiile de Ol-Al existente ar putea să îndeplinească cele mai multe din aceste condiții, mai ales dacă s-ar putea alege un raport Ol-Al cît mai mare. Pentru linii regionale de medie tensiune s-au mai propus conductoare din oțel zincat pur de 25 mm² [12].

Funiile normale cu un raport Ol-Al de 1 :4 și mai ales cele cu raportul 1 :3 s-au dezvoltat și destinat mai ales liniilor de înaltă și foarte înaltă tensiune. Ele au secțiuni minime nominale de 35 respectiv 185 mm². Or aceste secțiuni sînt prea mari pentru mediul rural, ele raportîndu-se la aluminiu, dacă ne gîndim la secțiunea de 25 mm² din oțel propusă pentru linii de medie tensiune.

Deci trebuie găsită o altă soluție. Cercetătorii sovietici au imaginat funii Ol-Al cu un conținut mai mare de oțel, care au fost expuse la expoziția de progrese tehnice în agricultura sovietică din Moscova în 1955 *).

Pe baza acestor informații, după mai multe studii și încercări am imaginat două tipuri de funii Ol-Al cu un conținut mare de oțel, care îndeplinesc toate condițiile impuse, conțin materiale nedeficitare și se pot fabrica în țară, dacă se importă materialul de aluminiu.

Raportul Ol-Al este la aceste două tipuri 1 :1 $\frac{1}{3}$ și 1 :3/4, iar secțiunile pot începe cu 6 mm² pentru aluminiu, deoarece rezistența părții de oțel cu un material de 70 kg/mm² dă un efort de rupere, care întrece limita fixată prin norme și permite deci întrebuințarea acestei secțiuni. În cele ce urmează se calculează datele tehnice, mecanice și electrice ale acestor funii.

3.3. *Date geometrice.* Funiile s-au ales numai cu 1+6=7 fire, avînd diametre egale. Pentru a asigura condiția de simetrie s-au prevăzut la primul tip 3 fire de oțel și 4 de aluminiu, raport Ol/Al 1 :4/3, la al doilea tip 4 fire de oțel și 3 de aluminiu, raport Ol/Al 1 :3/4.

La ambele tipuri firul central este de oțel pentru a putea prelua nemijlocit efortul mecanic principal.

La primul tip cele trei fire de oțel sînt dispuse pe o diagonală, deci simetria în secțiune este păstrată doar față de două axe perpendiculare.

*) Informație primită de la tov. prof. ing. M. Bercovici, membru corespondent al Academiei R.P.R.

La tipul al doilea, în stratul exterior alternează cîte un fir de aluminiu cu cîte un fir de oțel (fig. 2*a*) și *b*)); simetria este perfectă.

Diametrul firelor s-a stabilit ținînd seama că numai aluminiul este conducător și secțiunea totală trebuie să coincidă aproximativ cu o secțiune normală S_n (6 ;10 ; 16 ; 25 și 35 mm²). Dat fiind că

$$S_n = N_a \cdot \frac{\pi d^2}{4}, \tag{1}$$

unde N_a este numărul firelor de Al în funie, rezultă

$$d = 2 \sqrt{\frac{S_n}{\pi N_a}}. \tag{2}$$

Diametrul d mai trebuie să fie în scara standardizată de fire de Ol și Al. Diametrul minim ales pentru fire este de 1,35 mm pentru funia de primul tip de 6 mm², iar diametrul maxim de 3,30 mm, același pentru funia de 35 mm² de primul tip și de 25 mm² de tipul al doilea (tabloul nr. 4).

Tabloul nr. 4

Datele geometrice ale funiilor Ol-Al de 1 : 1 $\frac{1}{3}$ și 1 : 1 $\frac{3}{4}$

Al	Ol				Al				Ol-Al			Raport la Ol-Al 1 :6		
s_n mm²	n	d mm	s mm	ns mm.²	n	d mm	s mm²	ns mm²	d mm	s mm²	F kg	d/do	s/s_0	$\frac{F_r}{F_r o}$
Funii Ol-Al 1 :1 $^1/_3$														
6	3	1,35	1,43	4,26	4	1,35	1,43	5,71	4,05	10	880			
10	3	1,8	2,55	7,60	4	1,8	2,55	10,1	5,4	17,7	1570			
16	3	2,25	4,0	12,0	4	2 25	4,0	16,0	6,75	28,0	2460	1,25	1,57	4,68
25	3	2,70	5,7	17,1	4	2,70	5,7	22,8	8,10	40	3330	1,19	1,44	4,06
35	3	3,30	8,5	25,6	4	3,30	8,5	34,0	9,9	59,6	4300	1,22	1,49	3,88
Funii Ol-Al 1 : $^3/_4$														
6	4	1,6	2,0	8,0	3	1,6	2,0	6,0	4,8	14,0	1430			
10		2,0	3,14	12,5		2,0	3,14	9,4	6,0	22,9	2200			
16		2,55	5,1	20,4		2,55	5,1	15,3	7,65	35,7	4400	1,42	2,00	7,7
25		3,30	8,5	34,0		3,30	8,5	25,6	9,9	59,6	5700	1,22	1,49	6,95

Diametrul minim de funie este al funiei de 6 mm² de tipul întîi, anume 4,05 mm, secțiunea totală fiind abia 10 mm², pe cînd diametrul maxim total de circa 10 mm la funiile de 35 mm² de primul tip și de 25 mm² de al doilea tip. La aceste secțiuni diametrul este cu 22% mai mare decît diametrul funiei Ol-Al 1 :6 de secțiune nominală egală. Secțiunea totală este cu 50% mai mare. Aceste raporturi se pot considera în medie valabile pentru toate secțiunile ce întrec 10 mm². Toate datele geometrice sînt cuprinse în tabloul nr. 4.

3.4. *Date mecanice.* Condițiile calculelor pentru obținerea datelor mecanice ale funiilor noi de Ol-Al sînt [25]:

— firele sînt fără tensiune după infunierea lor la temperatura de fabricație ν_1:

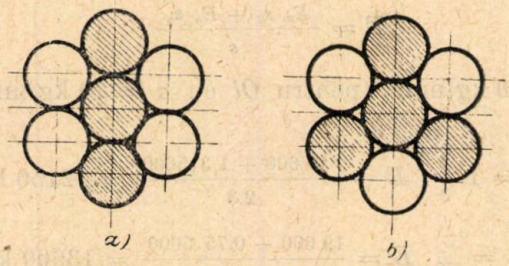


Fig. 2. — Secțiunile conductelor propuse.

— la aplicarea unei forțe de tracțiune se solicită atît firele de oțel cît și firele de aluminiu;

— o deplasare longitudinală reciprocă a firelor de oțel și aluminiu nu este posibilă, din cauza frecării firelor și straturilor.

Pe baza acestor ipoteze, pentru funiile Ol-Al cu raportul 1 : m se calculează:

Greutatea specifică (tabloul nr. 5) calculată după formulă (indicele *o* se referă la oțel și *a* la aluminiu).

$$\gamma = \frac{1.\ \gamma_o + m\gamma_a}{1+m}, \tag{3}$$

$$\text{pentru } m = 1\frac{1}{3},\quad \gamma_1 = \frac{1.7{,}8 + 1{,}3.2{,}7}{1 + 1{,}3} = 4{,}88 \text{ kg/dm}^3;$$

$$\text{pentru } m = \frac{3}{4},\quad \gamma_{II} = \frac{1.7{,}8 + 0{,}75.2{,}7}{1 + 0{,}75} = 5{,}67 \text{ kg/dm}^3.$$

Tabloul nr. 5

Greutatea specifică a funiilor Ol-Al

Ol—Al	1 : 6	1 : 4	1 : 3	$1 : 1\frac{1}{3}$	$1 : \frac{3}{4}$
γ [kg/dm³]	3,45	3,7	4,0	4,88	5,67

Modulul de elasticitate, după condiția ca alungirea elastică să fie aceeași în ambele metale:

$$\frac{p_a}{E_a} = \frac{p_o}{E_o} = \frac{p}{E}, \tag{4}$$

cu formula tensiunii

$$p = \frac{s_a \cdot p_a + s_o \cdot p_o}{s}$$

rezultă

$$E = \frac{E_a \cdot s_a + E_o \cdot s_o}{s}, \tag{5}$$

iar cu $E_o = 19\,600$ kg/mm² (pentru *Ol* cu $\sigma = 70$ kg/mm²) și $E_a = 5600$ kg/mm²

$$\text{pentru } m = 1\frac{1}{3} \quad E = \frac{19\,600 + 1{,}3 \cdot 5600}{2{,}3} = 12150 \text{ kg/mm}^2,$$

$$\text{pentru } m = \frac{3}{4} \quad E = \frac{19\,600 + 0.75 \cdot 5600}{1{,}75} = 13600 \text{ kg/mm}^2.$$

Coeficientul de dilatare liniară β se obține din echilibrul forțelor de deformare elastică. Firele de aluminiu s-ar dilata mai mult fiindcă $\beta_a > \beta_o$ dar nu pot, funia nepermițînd aceasta din cauza forțelor de frecare la deplasări axiale. Conform ecuației de stare echilibrul este dat de ecuația [25].

$$(\beta_a - \beta)(\vartheta - \vartheta_1) E_a s_a = (\beta - \beta_o)(\vartheta - \vartheta_1) E_o s_o \tag{6}$$

de unde

$$\beta = \frac{1}{sE}(\beta_a s_a E_a + \beta_o s_o E_o), \tag{7}$$

și fiind $\beta_a = 2{,}3 \cdot 10^{-5}$ °C^{-1} și $\beta_o = 1{,}1110^{-5}$ °C^{-1}, rezultă pentru

$$m = 1\frac{1}{3}, \quad \beta_I = \frac{1{,}1 \cdot 1 \cdot 19\,600 + 2{,}3\ 1{,}3 \cdot 5600}{2{,}3 \cdot 12\,150} \cdot 10^{-5} = 1{,}39.10^{-5} \text{ °C}^{-1},$$

$$m = \frac{3}{4}, \quad \beta_{II} = \frac{1{,}1.1.19\,600 + 2{,}3.0{,}75.5600}{1{,}75 \cdot 13600} \cdot 10^{-5}. = 1{,}312.10^{-5} \text{ °C}^{-1}.$$

Tensiunea medie maximă p admisă în funie, pe baza egalității dilatării termice și elastice în oțel și aluminiu, dat fiind că deplasări axiale relative nu sînt posibile :

$$(\vartheta - \vartheta_1)\beta_a + \frac{p_a}{E_a} = (\vartheta - \vartheta_1)\beta_o + \frac{p_o}{E_o} = (\vartheta - \vartheta_1)\beta + \frac{p}{E}, \tag{8}$$

de unde se deduce formula

$$p = p_a \frac{E}{E_a} + (\vartheta - \vartheta_1)(\beta_a - \beta) E, \tag{9}$$

care dă tensiunea medie p în funcție de tensiunea maximă p_a admisă în firele de aluminiu, care se ia de obicei 9 kgf/mm².

Astfel rezultă la $\vartheta_1 = +15°C$ și $\vartheta = -5°C$,

pentru $m = 1\frac{1}{3}$ $p_I = 9 \cdot \frac{12\,150}{5\,600} + (-5-15)(2{,}3-1{,}39).10^{-5}.1\,215 =$

$= 19{,}52 - 2{,}21 = 17{,}31$ kgf/mm²,

pentru $m = \frac{3}{4}$ $p_{II} = 9 \cdot \frac{13\,600}{5\,600}$ $20(2{,}3-1{,}31).10^{-5}.13\,600 = 21{,}87 - 2{,}69 =$

$= 19{,}18$ kgf/mm²;

la temperatura exterioară $\vartheta = -20°C$:

pentru $m = 1\frac{1}{3}$ $p_I = 19{,}52 - 35.0{,}91.10^{-5}\,12\,150 = 15{,}65$ kgf/mm²,

pentru $m = \frac{3}{4}$ $p_{II} = 21{,}87 - 35.0{,}99.10^{-5}.13\,600 = 17{,}15$ kgf/mm².

Forța de tracțiune admisă (forța de tracțiune nominală) asupra funiei rezultă din formula

$$F_n = 0{,}9 \sum_n f_i = 0{,}9 \sum_n \sigma_i\, ns = 0{,}9\ (\sigma_{io}\, n_o\, s_o + \sigma_{ia}\, n_a\, s_a), \qquad (10)$$

unde σ_i este tensiunea de încercare la rupere la care materialul trebuie să reziste la limită.

Rezultatele calculate sînt cuprinse în tabloul nr. 6, ținîndu-se seama de tabelele cu date geometrice (tabloul nr. 4).

Tabloul nr. 6

Tracțiunea maximă admisă în funie

m	s_n mm²	$n_o s_o$ mm²	F_{io} kgf	F_{no} kgf	σ_{oi} kgf/mm²	$n_a s_a$ mm²	F_{na} kgf	F_n kgf
$1:1\frac{1}{3}$	6	4,26	298	268	18	5,71	103	370
	10	7,60	532	480	18	10,1	182	560
	16	12,0	840	757	18	16,0	288	1045
	25	17,1	1200	1080	17	22,8	387	1465
	35	25,6	1810	1630	17	34,0	578	2200
$1:\frac{3}{4}$	6	8,0	560	504	18	6,0	108	610
	10	12,5	875	788	18	9,4	169	955
	16	20,4	1430	1287	17	15,3	260	1545
	25	34,0	2380	2140	17	25,6	435	2575

Lungimea de rupere sub greutatea proprie este raportul dintre tensiunea de rupere și greutatea proprie (tabloul nr. 7)

$$L_r = \frac{F_i}{s\gamma} = \frac{p_{io}\,1 + p_{ia}m}{(1 + ms)\gamma}, \tag{11}$$

pentru $m = 1\ \frac{1}{3}$, $L_r = \frac{70 + 1{,}3 \times 17}{2{,}3 \cdot 4{,}88 \times 10^{-5}} = 8\,230$ m;

pentru $m = \frac{3}{4}$, $L_r = \frac{70 + 0{,}75 \times 17}{1{,}75 \cdot 5{,}67 \times 10^{-5}} = 8\,340$ m.

Tabloul nr. 7

Lungimea de rupere fără și cu sarcină adițională de chiciură și zăpadă

Material	fără		cu	
	m	%	*m*	%
Cupru	4500	100	2500	100
Bronz [illegible]	6930	154	4330	173
Aluminiu pur	6670	148	2350	94
Ol—Al 1 :6	8700	193	3850	154
Aldrey	11100	247	4330	173

Deschiderea limită se poate deduce în funcție de aceste date, de secțiuni și de sarcinile suplimentare de chiciură și zăpadă, conform STAS. Pe baza acestor date se pot calcula cu ajutorul metodelor analitice și nomografice cunoscute, *tabele de tensiuni și săgeți* care să permită întinderea și montarea justă a funiilor, în funcție de temperatura exterioară și deschidere [26], [27] și [28].

Astfel de tabele ar urma să se calculeze imediat ce s-ar decide introducerea acestor tipuri de conducte în rețele.

De asemenea, ar trebui să se întreprindă studii și calcule [29] pentru stabilirea comportării la chiciură a noilor funii [30]. Nu este vorba numai de calculul sarcinii suplimentare care depinde numai de diametru [31], ci și un studiu fizic de aderarea chiciurii pe suprafața funiei noi, care ar putea să difere de cea găsită la funiile normale [32].

3.5. *Date electrice.* Rezistența electrică nominală a funiilor se calculează ținînd seama numai de contribuția aluminiului. Formula pentru rezistența de curent continuu pe kilometru este

$$R_n = \frac{1000}{k_a \cdot s_a} = \frac{1000}{36 \cdot s_a} = \frac{27{,}8}{s_a}\ \text{ohm/km},$$

considerînd conductibilitatea aluminiului $k_a = 36$ Sm/mm².

Valorile acestea s-au calculat pentru funiile și secțiunile propuse și s-au trecut în tabloul nr. 8.

Tabloul nr. 8

Curenți admisibili și rezistențe de curent continuu

m	s_n mm²	s_a mm²	I_a A	C_1 —	s mm²	I_1 A	$C_1 I_1$ A	C_2 —	$I_a = C_1 C_2 I_1$	R_a Ω/km	R_r Ω/km
$1\frac{1}{3}$	6	5,7	46	0,995	9,97	69	51,8	0,995	51,5	4,87	4,27
	10	10	69	0,990	17,7	100	75	0,987	74	2,78	2,24
	16	16	92	0,980	28,0	133	100	0,975	97,5	1,71	1,51
	25	22,5	116	0,970	39,9	164	123	0,960	118	1,22	1,06
	35	34	150	0,932	59,6	213	160	0,920	147	0,815	0,71
$\frac{3}{4}$	6	6,0	50	0,995	14,0	87	57,5	0,993	57	4,63	3,67
	10	9,4	68	0,990	21,9	115	74,0	0,987	73	2,96	2,34
	16	15,3	91	0,980	35,7	157	103,7	0,975	101	1,82	1,44
	25	23	122	0,960	59,6	215	142	0,940	133	1,11	0,88

Rezistența electrică reală a funiilor la curent continuu se calculează ținînd seama de contribuția firelor de oțel existente în proporția $1 : m$ formula devine (considerînd — $k_o = 7$ Sm/mm²).

$$R_r = \frac{1000}{k_o s_o + k_a s_a} = \frac{1000\, m}{(k_o + m\, k_a) s_a} = \frac{1000m}{(7 + 36m) s_a}. \qquad (12)$$

Se calculează :

$$\text{pentru } m = 1\frac{1}{3},\quad R_{r_{II}} = \frac{1000}{7 + 48} \cdot \frac{m}{s_a} = \frac{18{,}2}{s_o} = \frac{24{,}3}{s_a}$$

$$\text{pentru } m = \frac{3}{4},\quad R_{r_{II}} = \frac{1000}{7 + 27} \cdot \frac{m}{s_a} = \frac{29{,}4}{s_o} = \frac{22}{s_a}$$

și după cum se vede rezistența reală este la tipul $m = 1\frac{1}{3}$ cu 12,5% la tipul $m = 3/4$ cu 21% mai mică decît cea calculată numai pe baza rezistenței de aluminiu.

Se vede că în cazul funiilor cu un raport $1 : m$ mare nu se mai poate neglija contribuția oțelului la conducția curentului.

Rezistența efectivă de curent alternativ 50 Hz nu este nici aproximativ egală cu rezistența de curent continuu imediat ce prin funie trece un curent mai mare de 20 A [19]. Acest fenomen a făcut obiectul unor cercetări teoretice și experimentale minuțioase.

Efectul pelicular este puternic din cauza prezenței oțelului în firul central și în plus în firele de oțel din stratul exterior. Un calcul teoretic precis al reactanței și a rezistenței efective de curent alternativ se va face într-o lucrare viitoare. În cadrul acestei expuneri calculul se face

pe baza unor curbe valabile pentru funii Ol/Al 1 :6 cu un singur strat de aluminiu, care dă factorul de scădere a curentului admisibil în funcție de curentul calculat. Acest factor variază la funiile $1 : 1\frac{1}{3}$ de la $C_2 = 0{,}995$ pentru secțiunea de 6 mm² la $C_2 = 0{,}920$ pentru 35 mm², la funiile 1 :3/4 de la $C_2 = 0{,}993$ pentru 6mm² la $C_2 = 0{,}940$ pentru 25 mm².

După acest calcul scăderea maximă a curentului admisibil ar fi de 8% la funia de $1 : 1\frac{1}{3}$ și 35 mm² și de 6% la funia de 1 : 3/4 și 25 mm². Rezistențele raportîndu-se la puterea egală cu inversele patratelor curenților

$$\frac{R_\sim}{R_=} = \frac{I_=^2}{I_\sim^2},$$

rezultă o majorare de aproximativ 16% a rezistenței la funia de $1 : 1\frac{1}{3}$ și 35 mm² și de aproximativ 12% la funia de 25 mm² (v. tabloul nr. 8).

Evident că atît aceste calcule cît și cele mai exacte ar trebui confirmate prin măsurători exacte pe modele executate ale noilor tipuri de funii.

Curentul admisibil, în funii depinde de supratemperatura admisă care este, după cum s-a văzut $\vartheta = 40°C$. Ecuația încălzirii staționare dă (P perimetrul, S secțiunea funiei)

$$j^2\rho = \frac{I^2}{s_a^2}\rho = \alpha\frac{P}{S}\vartheta, \tag{13}$$

de unde

$$I = s_a\sqrt{\frac{\alpha}{\rho}\frac{P}{S}}. \tag{14}$$

Coeficientul α de cedare a căldurii are valori diferite în funcție de diametrul funiei și supratemperatura funiei. Pentru $d = 7$ mm (diametrul mediu al funiilor) și 40°C supratemperatură, el are valoarea de $\alpha = 2{,}70$ mW/cm² °C. Valorile calculate sînt trecute în tabloul nr. 8.

Stabilitatea termică sau ceea ce este sinonim, rezistența la scurtcircuite, a fost examinată de autor și de alți cercetători ([33], [34], [35], [36], [37] și [38]) pentru conductoare de aluminiu, rezultatele putînd fi aplicate direct asupra funiilor de Ol-Al.

CONCLUZII

Extinderea electrificării rurale, prevăzută în al 2-lea plan cincinal, s-ar putea susține și eventual accelera, dacă în construcția rețelelor rurale s-ar evita întrebuințarea materialelor deficitare și s-ar adapta un sistem de rețea de distribuție regională și locală cu conductoare care comportă cheltuieli de investiție cît mai mici, permițînd în același timp extinderea

cît mai ușoară și nestingherită a rețelei, spre a putea urmări și satisface creșterea cererilor de putere și energie ale consumatorilor ce apar în zona rurală în cursul dezvoltării socialiste a agriculturii (SMT-uri, GOSTAT-uri) și a pătrunderii industriilor în zona rurală. Motoarele din prima etapă pot să fie cele asincrone în scurtcircuit, corespunzătoare pentru regimul greu al mediului rural.

Cheltuiala principală în construcția rețelelor fiind reprezentată de conductoare, scăderea prețului acestora și restrîngerea la materiale nedeficitare, pe lîngă adoptarea unor materiale cu o rezistență mecanică mare ar putea să contribuie efectiv la scăderea cheltuielilor mai ales în prima etapă a electrificării, cînd consumurile specifice sînt reduse.

Urmînd unele studii sovietice se propune adaptarea pentru rețele rurale a două tipuri de conductoare de oțel-aluminiu, cu un conținut mare de oțel, anume : 1 : $1\frac{1}{3}$ și 1 :3/4. Se calculează și se stabilesc pentru aceste tipuri datele caracteristice geometrice, mecanice și electrice, comparîndu-le cu datele conductoarelor obișnuite de cupru-aluminiu și oțel-aluminiu 1 :6. Din datele calculate rezultă că tipurile de funii propuse vor putea să aibe o mare importanță în economia electrificărilor rurale.

Urmează a se calcula datele pentru întinderea și montarea conductoarelor și a se stabili economiile ce se pot realiza în vederea adaptării soluției propuse pe o scară largă.

НОВЫЕ ТИПЫ СТАЛЕАЛЮМИНИЕВЫХ ПРОВОДОВ ДЛЯ СЕЛЬСКОГО ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Для снижения капиталовложения при электрификации в сельских районах с незначительным удельным потреблением, предлагается применение сталеалюминиевых проводов с большим содержанием стали, а именно 1 : $1^1/_3$ и 1 : $^3/_4$. Исследуются и вычисляются геометрические, механические, термические и электрические характеристики этих проводов, по сравнению с проводами, применявшимися до сих пор, и предвидятся широкие возможности их применения при сельской электрификации.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Расчет удлинения проволок кабеля.
Рис. 2. — Предлагаемые сечения проводов.

NOUVEAUX TYPES DE CONDUCTEURS EN ACIER-ALUMINIUM, POUR LES DISTRIBUTIONS RURALES

(RÉSUMÉ)

Dans le but de réduire les frais d'investition dans les travaux d'électrification de la zone rurale, à consommation spécifique réduite, on propose l'emploi des conducteurs en acier-aluminium, à grande teneur en acier, à savoir 1 :1 1/3 et 1 :3/4. On étudie et calcule les caractéristiques géométriques, mécaniques, thermiques et électriques de ces conducteurs par rapport à celles des conducteurs utilisés jusqu'à présent et on laisse entrevoir la possibilité de leur emploi à grande échelle dans les électrifications rurales.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Calcul de l'augmentation en longueur des fils des câbles.
Fig. 2. — Les sections des conducteurs proposés.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Schultze. *Aluminium als Leiterwerkstoff.* ATM, sept. 1943, p. 922.
2. * * * VDE, *Die IEC Tagung 1954 in Philadelphia.* Elektrotechn. Z. (ETZ A), 1955, t. 76, nr. 2.
3. A. Avramescu, *Über die Aenderung des elektrischen Widerstande — Temperatur — Koeffizienten von Kupfer und Aluminium bis zum Schmelzpunkt.* C. R. Acad. Sci. Roum., 1941, t, 5. nr. 1—2, p. 163.
4. — *Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes von Kupfer u. Aluminium bis zum Schmelzpunkt.* Z. techn. Physik. 1939, t. 20, p. 26.
5. C. Taylor, L. Willey, D. Smith a. J. Edwards, *The properties of high purity aluminium.* Met. a. All. 1938, t. 9, p. 8.
6. M. Kornfeld, *Prelucrarea mecanică şi termică a aluminiului destinat fabricaţiei cablurilor.* Vestnik Elektropromîşlennosti, 1931, nr. 5—6.
7. W. Schwinning u. Ströbel, *Untersuchungen über die Warmfestigkeit von Leitmetallen bei statischer und wechselnder Beansprunchung.* Z. Metallkunde, 1932, nr. 7
8. V. Usov, *Despre proprietăţile mecanice ale aluminiului pentru conductori.* Elektricestvo 1932, nr. 14.
9. A. A. Glazunov i G. M. Rozanov, *Raportul acţional din punctul de vedere economic al secţiunilor de aluminiu şi oţel din conductoarele Ol — Al.* Electricestvo, 1952, nr. 5, p. 10.
10. G. Hiller, *Stahl u. Reinaluminiumseile für Freileitungen.* Elektrotechn. Z, (ETZ), 1921, t. 42, p. 1447.
11. G. Berling u. E. Rössler, *Festigkeitsuntersuchungen der Stahl — Aluminiumseile.* VDI, Forschungsarbeit, 1923, nr. 293.
12. A. Bürklin, *Die mechanische Sicherheit von Freileitungen aus Aluminium und Stahl-Aluminium.* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1927, t. 48, nr. 11 p. 355.
13. A. Fuchs u. H. M Wiesthaler, *Zur mechanischen Sicherheit von Freileitungen,* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1928, t. 49. p. 1705.
14. F. G. Mc Donald, *The electrical uses of aluminium.* Transact. South. Afric. Inst. electr. Eng., 1954, t. 45, nr. 2.
15. H. Smith u. P. Behrens, *Teoretische und Experimentelle Untersuchungen über Seilschwingungen.* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1933, t. 54. p. 603.
16. P. Behrens, *Das Fetten der Freileitungsseile.* Z. Aluminium, 1935, p. 305.
17. I. S. Forrest a. I. M. Ward, *Corrosion of SCA lines.* Electr. Times, 1954, t. 125, nr. 2, p. 166.

18. Bürger u. Hammerschmidt. *Aluminium Verbindungen.* Aluminium, 1937, t. 19.
19. D. Müller-Hildebrand, *Zink in der Elektrotechnik.* Electotechn. Z. (ETZ), 1940, t. 61, nr. 49, p. 1089.
20. O. Zdralek. *Der Verhalten von Leiterverbindungen für Aluminiumkabel.* Elektrizität im Bergbau, 1939, p. 20.
21. P. Sillano, *Giunto per conduttori in aluminio.* Elettrotecnica, 1941, t. 28, nr. 2, p. 38.
22. M.F. Guéry *Vues nouvelles sur la répartition et le mode d'action des courants dérivés des voies de tramways électriques.* Bull. Soc. franc., Electr., 1941, t. 6, p. 217.
23. * * * *Îmbinarea conductorilor și cablurilor din aluminiu.* Ed. tehnică, București, 1950.
24. I. Matthysse a. H. P. Dupre, *All connector requirements set up.* Electr. World, 1954, t. 141, nr. 8, p. 105.
25. H. R. Harrison a. R. W. Hombrink, *Research on connectors for SCA lines.* Electr. Eng., 1953, t. 72, p. 393.
26. A. Bürklin, *Die Stahl — Aluminiumreihe.* Elektrotechn., Z. (ETZ), 1924, t. 45, p. 1 143.
27. K. Kohler, *Nomogramme für die wichtigsten Hilfsbezeichnungen der Durchhangsberechnung für Freileitungen.* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1936, t. 57, nr. 39, p. 1111.
28. G. Szilas, *Kurventafeln für die zeichnerische Durchhangsberechnung.* Elektrotechn. Z (ETZ), 1919, t. 40, p. 466.
29. A. Avramescu, *Încălzirea adiabatică a conductorilor din cupru, aluminiu și argint.* Studii și cercetări de energetică, t. V., 1955, nr. 3—4, p. 477.
30. I. Gröbl, *Die Dehnungsarbeit an Seilen,* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1930, t. 51, p. 65.
31. V. Marcu și G. Drăgan, *Problema depunerilor de chiciură pe conductorii liniilor electrice aeriene.* Studii și cercetări de mecanică aplicată și metalurgie, t. 1, 1952, nr. 1.
32. G. Drăgan, *Aspecte noi în problema depunerilor de chiciură pe conductorii liniilor aeriene.* Energetica și Hidrotehnica 1955, nr. 3, p. 10.
33. P. Weidig, *Leistungsverluste in Stahl-Aluminiumseilen.* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1926, t. 47, nr. 17, p. 505.
34. H. Schmitt, *Über den Einfluss von Kurzschlussströmen auf die Festigkeit und Leitfähigkeit hartgezogener Drähte.* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1928, t. 49, nr. 18, p. 684.
35. H. O. Cooper, *Mechanic stresses of lines by short circuits.* Electrician, 1937, p. 571.
36. A. Lukin, *Despre valoarea densității admisibile a curentului în bare de aluminiu și cupru.* Elektrotehniţki Jurn., 1931, 7.
37. P. Chapulie, *Formules et abaques pour la prédètermination des courants admissibles dans les barres tubes et profil en aluminium et alliages d'aluminium.* Rev. Gén. El., 1950, t. 56, p. 114.
38. A. Avramescu, *Über die Berechnung der Kurzschlusserwärmung.* Elektrotechn. Z. (ETZ), 1938, t. 59, nr. 37, p. 985.
39. K. Kohler, *Eine Einheitstafel für Ortsnetzfreileitungen.* Elektr. u. Maschinenbau, 1938, t. 55, p. 324.
40. Cr. Mateescu. *Contribuții la stabilirea prescripțiilor pentru calculul liniilor aeriene.* Col. I R E, 1927, nr. 9
41. * * * *Prescripții pentru construcția liniilor electrice aeriene cu tensiunea peste 1 000.* Ed. energetică, București, 1953.
42. Bünkin, *Bau von Starkstromfreileitungen.* Elektrotechn. Z. (ETZ) 1924, t. 45, p. 1 143.
43. Franz, *Leitungen fur den Einsatz in tropischen Gebieten.* Technik 9 Messe Sonderheft, 1954, p. 115.
44. C. T. Topping, *Aluminium in power distribution.* Electr. World, 1952, nr. 6, p. 97.
45. Barner, *Planning Aluminium as change material.* Electric Light and Power, 1952, p. 101.

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
Tomul VII, nr. 2, 1957

ELECTROENERGETICĂ

REACŢIA NEGATIVĂ LA WATTMETRELE ELECTRONICE ÎN PUNTE. I *)

DE

M. CEHAN-RACOVIŢĂ

1. Wattmetrele electronice în punte (fig. 1) au fost reactualizate, ca aparate de precizie în legătură cu utilizarea lor la dispozitivele analoge pentru analiza reţelelor electrice (mese de calcul) [1]. Ca urmare, prezintă interes studiul efectelor reacţiei negative — remediu universal pentru ameliorarea performanţelor dispozitivelor electronice — în condiţiile speciale ale regimului de funcţionare neliniar; în particular, în conexiune cu frecvenţa redusă de lucru (50 Hz) se impune luarea în considerare a defazajelor introduse de grupul de negativare automată. În literatură se recunoaşte că stabilirea efectului unei reacţii aplicate acestor scheme este dificil de precizat din cauza naturii eterogene a intrării şi ieşirii [2]. Autorul nu a găsit în literatură date în legătură cu această problemă, motiv pentru care şi-a propus un studiu pe această temă.

2. În lucrarea de faţă ne vom restrînge la schemele cu triode, măsurînd puterea unui curent sinusoidal. Pentru a ne preciza problemele ce se pun, să vedem pe scurt principiul de funcţionare al acestor scheme.

Montajul folosind triode (fig. 1) recurge la funcţionarea în regim neliniar (pentru caracteristica din planul $i_a - U_g$).

Curenţii i_1, i_2 prin cele două tuburi vor fi funcţii de excitaţiile u_1 şi u_2 aplicate grilelor. Funcţionarea fiind neliniară, dezvoltarea funcţiilor $i_1 = F_1(u_1)$ şi $i_2 = F(u_2)$ în serie de puteri după argument va cuprinde şi termeni de grad superior unităţii

$$i_1 = F_1(0) + \frac{F_1'(0)}{1!} u_1 + \frac{F_1''(0)}{2!} u_1^2 + \frac{F_1'''(0)}{3!} u_1^3 + \frac{F_1^{IV}(0)}{4!} \mu_1^4 + \cdots \qquad (1)$$

$$i_2 = F_2(0) + \frac{F_2'(0)}{1!} u_2 + \frac{F_2''(0)}{2!} u_2^2 + \frac{F_2'''(0)}{3!} u_2^3 + \frac{F_2^{IV}(0)}{4!} u_2^4 + \cdots \qquad (2)$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 10 martie 1957.

În cursul lucrării vom adopta notația mai comodă $F_i(0) = F_i$, $F_i^{(n)}(0) = F_i^{(n)}$ pentru $n = 1, 2, \ldots$

Curentul prin instrument este de forma

$$i_g = \alpha_2 i_2 - \alpha_1 i_1. \tag{3}^{*})$$

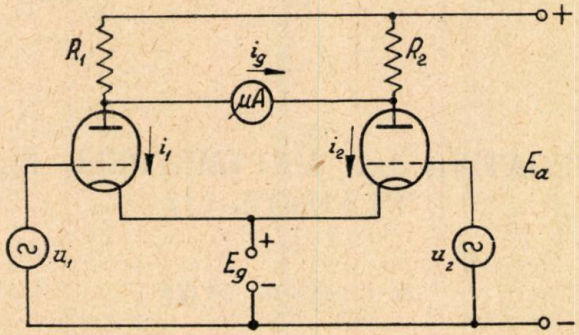


Fig. 1

Valoarea curentului în funcție de cele două excitații u_1 și u_2 se obține imediat din relațiile (1), (2), (3). Excitațiile u_1 și u_2 sînt combinații particulare între tensiunile $u' = U' \sin \omega t$ și $u'' = U'' \sin (\omega t + \varphi)$ proporționale cu tensiunea și curentul a căror putere se măsoară

$$u_1 = u' - u'', \tag{4}$$

$$u_2 = u' + u''. \tag{5}$$

Instrumentul de măsurare fiind de curent continuu, indicația sa va depinde de valoarea medie $\tilde{i}_g$ a curentului i_g. Termenii de putere impară din dezvoltările (1) și (2) au valoare medie nulă, ca fiind puteri impare de sinusuri.

În consecință

$$\tilde{i}_g = (F_2\alpha_2 - F_1\alpha_1) + \frac{1}{2}\cdot\frac{1}{2!}(F_2''\alpha_2 - F_1''\alpha_1)(U'^2 + U''^2) + \frac{1}{2}(F_2''\alpha_2 + F_1''\alpha_1)\, U'U'' \cos\varphi + \frac{3}{8}\frac{F_2^{IV}}{4!}\alpha_2(U'^2 + U''^2 + 2\,U'U''\cos\varphi)^2 - \frac{3}{8}\frac{F_1^{IV}}{4!}\alpha_1(U'^2 + U''^2 - 2\,U'U''\cos\varphi)^2 + \cdots \tag{6}$$

*) $$\alpha_1 = \frac{R_1}{R_1 + R_2 + R_g}, \quad \alpha_2 = \frac{R_2}{R_1 + R_2 + R_g}.$$

Efectul util este dat de termenul subliniat în dezvoltarea (6). El provine exclusiv din termenul pătratic al seriilor (1) și (2). Funcționarea cerută este deci asigurată de o caracteristică parabolică. O curbă de grad superior acesteia va introduce erori prin termenii de putere pară. Prin urmare, o primă condiție este alegerea unui tub potrivit și a unui punct de funcționare optim care să asigure o curbă cît mai parabolică în regiunea de lucru.

Presupunînd, într-o primă aproximație, termenii superiori neglijabili, să considerăm numai primii trei termeni. Primii doi vor erona indicația instrumentului deoarece reprezintă componente de curent ce nu sînt proporționale cu $U'U''\cos\varphi$ (și deci cu puterea). Primul termen, pe care-l vom numi *termen de dezechilibru static*, se datorește dezechilibrului în curent continuu al punții (fig. 1). El trebuie și poate fi anulat, de exemplu, modificînd adecvat una din rezistențele de sarcină, R_1, R_2, sau negativarea unuia din tuburi. Astfel se impune o primă operație, *echilibrarea statică*. Următorul termen, *termenul de dezechilibru dinamic*, depinde de componentele U', U'' ale excitațiilor. Anularea lui este de asemenea indispensabilă și posibilă. Acest lucru se constată prin anularea ieșirii cînd aceasta este produsă exclusiv de acest termen, de exemplu la aplicarea a două tensiuni u', u'' în cvadratură, sau mai simplu în cazul suprimării unuia din semnalele componente u' sau u''. Această a doua operație se numește *echilibrarea dinamică*, întrucît se poate efectua numai în prezența semnalului. În presupunerea unor sarcini identice, dezechilibrele static și dinamic sînt cu atît mai importante cu cît caracteristicile tuburilor sînt mai diferite. Pentru ușurarea acestor echilibrări se poate efectua o apropiere prealabilă a caracteristicilor prin modificarea corespunzătoare a tensiunilor individuale de filament. Pentru reglajul fin în vederea echilibrării dinamice există două căi distincte ce permit atingerea ei, fără a împieta asupra echilibrului static, anume:

— modificînd caracteristicile tubului, de exemplu printr-o reacție pe componentele alternative;

— modificînd proporțional unul dintre semnalele globale (u_1 sau u_2).

Să examinăm puțin ultima cale. Considerăm tensiunile u_1 și u_2 de forma

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= u' - \gamma_2 u'', \\ u_2 &= \gamma_1 (u' + \gamma_2 u''). \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

Făcînd înlocuirile necesare în (1), (2) și (3), se găsește, pentru termenul pătratic, expresia

$$\underbrace{\frac{1}{4}\left[(\alpha_2 F_2'' \gamma_1^2 - \alpha_1 F_1'') U'^2 + (\alpha_2 F_2'' \gamma_1^2 - \alpha_1 F_1'') \gamma_2^2 U''^2\right]}_{\text{I}} + \tag{8}$$

$$+ \underbrace{\frac{1}{2}(\alpha_2 F_2'' \gamma_1^2 + \alpha_1 F''_1) \gamma_2 U' U'' \cos\varphi}_{\text{II}}.$$

Situîndu-ne în condițiile echilibrării dinamice să punem $U' \neq 0$, $U'' = 0$. Ieșirea va fi egală în această ipoteză cu

$$\frac{1}{4}(\alpha_2 F_2'' \gamma_1^2 - \alpha_1 F_1'') U'^2.$$

Modificînd potrivit coeficientul γ_1 se poate anula ieșirea.

Se constată imediat că realizarea acestei egalități atrage după sine anularea termenului I de dezechilibru dinamic chiar în cazul aplicării simultane a ambelor semnale u' și u''. Totodată este indiferent dacă echilibrarea se efectuează pe semnalul u' sau u''.

În urma acestor două operații, ieșirea va depinde cu aproximația termenilor superiori, numai de termenul al 3-lea din relația (6), adică va fi proporțională cu puterea. În sfîrșit, se impune o a treia operație, *etalonarea*. Este suficient să observăm că fiecare echilibrare dinamică, ce pornește de la alte valori cel puțin pentru unul din parametrii F_1'', F_2'', va stabili o altă valoare γ_1 și deci implicit coeficientul de proporționalitate al termenului II din (8) se va modifica, schimbîndu-se scara instrumentului de la ieșire. Etalonarea va putea acționa asupra factorului γ_2, restabilind vechiul coeficient de proporționalitate. Trebuie remarcat că mărimea γ_2 nu va distruge echilibrul dinamic, întrucît ea apare în termenul I din expresia (8) pe lîngă o paranteză în prealabil anulată. Acest lucru evident este favorabil unei simplicități a manipulării. În concluzie, echilibrarea dinamică se va efectua prin modificarea adecvată a volumului unuia din semnalele globale, iar etalonarea prin modificarea ulterioară în același raport pentru ambele excitații a unuia din semnalele componente (ambele operații independent de echilibrarea statică).

Tuburile electronice au însă o funcționare nu deplin stabilă. Cu cît semnalul de ieșire este mai mic, cu atît această instabilitate va fi evident mai supărătoare și va acoperi efectul util. Or, proporționalitatea ieșirii cu puterea necesită folosirea unor excitații reduse, pentru care termenii superiori sînt simțitor micșorați iar precizia îmbunătățită.

Faptul că ieșirea este constituită de un semnal de curent continuu, ne avertizează asupra dificultăților similare celor din amplificatorii de curent continuu ce se vor întîmpina aici. Într-adevăr, o dată efectuată anularea termenului de dezechilibru static din (6), acest echilibru nu se va menține din cauza variației tensiunilor de alimentare, a alunecării nulului (instabilități interne ale tuburilor). Inconstanța nulului este relativ micșorată de montajul în punte, care reduce variațiile sinfazice din ramurile active ale punții. În cazul unor tuburi destul de diferite, se introduce în montaj o reacție rezistivă în catod pe suma curenților [3]. Pentru insensibilizarea schemei la variațiile tensiunii de filament există destule procedee generale ce se indică în literatură [4].

De asemenea este de dorit menținerea cît mai îndelungată a echilibrului dinamic și a etalonării. Din relația (6) se vede că instabilitatea parametrului F''' va modifica în același timp echilibrul dinamic și etalonarea, iar pe de altă parte fiecare nouă echilibrare dinamică, după cum s-a văzut mai sus, influențează asupra factorului de proporționalitate a scării. Deci

stabilitatea funcționării la semnal aplicat este hotărîtor determinată de parametrul F'', sau mai bine exprimat, de coeficientul termenului pătratic din dezvoltările (1) și (2).

Cunoscînd efectul salutar al reacției din aplicațiile obișnuite, în privința reducerii distorsiunilor și a creșterii stabilității în regim variabil, este natural să apelăm la acest mijloc pentru realizarea deziderateloor exprimate mai sus.

Prin urmare, efectul reacției prezintă interes, fie că este folosită intenționat, pentru stabilizare sau creșterea preciziei, fie că este introdusă parazit. Această lucrare își propune să stabilească în ce măsură utilizarea reacției este adecvată scopului, cînd și sub ce formă este indicată sau nu.

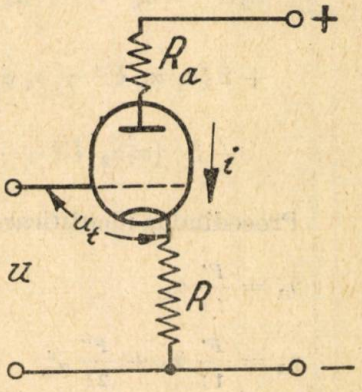


Fig. 2

3. Vom studia pentru început cîteva cazuri particulare de reacție. Ne vom referi la un singur tub electronic, deoarece reacția se consideră separată.

a. *Reacția catodică integrală* (fig. 2). Se întoarce în circuitul de grilă întreaga tensiune obținută pe rezistența R. Tensiunea totală de grilă va fi

$$u_t = u - Ri.$$

Fie $i = F(u_t)$ funcția curentului în raport cu excitația u_t, și fie $u = U \sin \omega t$ un semnal sinusoidal aplicat în circuitul de grilă. Înlocuind valoarea de mai sus a lui u_t, obținem pe i ca funcție implicită de u

$$i = F(u - Ri). \tag{9}$$

Întrucît ne interesează coeficienții termenilor dezvoltării (funcției curentului) în serie de puteri ale semnalului U, este util a dezvolta în serie și funcția F. Fie (10) dezvoltarea curentului în serie de puteri.

$$i = \eta_0 + \eta_1 U + \eta_2 U^2 + \eta_3 U^3 + \eta_4 U^4 + \cdots \tag{10}$$

Introducem această expresie în (9)

$$\eta_0 + \eta_1 U + \eta_2 U^2 + \eta_3 U^3 + \eta_4 U^4 + \cdots = F(-\eta_0 R + (\sin \omega t - \eta_1 R) U - \eta_2 R U^2 - \eta_3 R U^3 - \eta_4 R U^4 - \cdots). \tag{11}$$

Adoptînd notațiile

$$F(-\eta_0 R) = F,\ F^{(n)}(-\eta_0 R)^n = F^{(n)},$$

$$\alpha_1 = \sin \omega t - R\eta_1,\ \alpha_i = -\eta_i R \qquad (i = 2, 3, \cdots),$$

dezvoltăm membrul drept al relației (11) în serie Taylor

$$\eta_0 + \eta_1 U + \eta_2 U^2 + \eta_3 U^3 + \eta_4 U^4 + \cdots = F + \frac{F'}{1!}(\alpha_1 U + \alpha_2 U^2 + \alpha_3 U^3 + \alpha_4 U^4 + \cdots) + \frac{F''}{2!}\left[\alpha_1^2 U^2 + \alpha_2^2 U^4 + \cdots + 2(\alpha_1\alpha_2 U^3 + \alpha_1\alpha_3 U^4 + \cdots)\right] + \frac{F'''}{3!}\left[\alpha_1^3 U^3 + \cdots + 3(\alpha_1^2\alpha_2 U^4 + \cdots)\right] + \frac{F^{IV}}{4!}(\alpha_1^4 U^4 + \cdots) + \cdots \tag{12}$$

Procedînd la identificarea coefcienților puterilor lui U stabilim succesiv

$$\eta_1 = \frac{F'}{1!}\alpha_1, \tag{13}$$

$$\eta_2 = \frac{F'}{1!}\alpha_2 + \frac{F''}{2!}\alpha_1^2, \tag{14}$$

$$\eta_3 = \frac{F'}{1!}\alpha_3 + \frac{F''}{1!}\alpha_1\alpha_2 + \frac{F'''}{3!}\alpha_1^3, \tag{15}$$

$$\eta_4 = \frac{F'}{1!}\alpha_4 + \frac{F''}{1!}\left(\alpha_1\alpha_3 + \frac{\alpha_2^2}{2!}\right) + \frac{F'''}{2!}\alpha_1^2\alpha_2 + \frac{F^{IV}}{4!}\alpha_1^4. \tag{16}$$

Folosind noua notație

$$\sigma = 1 + RF'$$

deducem din relațiile (13) — (16) valorile primilor patru coeficienți η_1, η_2, η_3, η_4. Aceste mărimi sînt funcții periodice de timp. În cazul lui η_2 și η_4 ne va interesa numai valoarea medie

$$\eta_1 = \frac{F'}{\sigma}\sin\omega t, \qquad \alpha_1 = \frac{1}{\sigma}\sin\omega t,$$

$$\widetilde{\eta_2} = \frac{F''}{2\sigma^3}\widetilde{\sin^2\omega t} = \frac{F''}{4\sigma^3}, \tag{17}$$

$$\alpha_2 = -\frac{RF''}{2\sigma^3}\sin^2\omega t,$$

$$\eta_3 = \frac{1}{2\sigma^5}\left(\frac{\sigma F'''}{3} - RF''^2\right)\sin^3\omega t, \quad \alpha_3 = -R\eta_3,$$

$$\widetilde{\eta_4} = \left[\frac{5}{2^3}\frac{R^2F''^3}{\sigma^6} - \frac{5}{2^2\cdot 3}RF''F'''\sigma + \frac{1}{3\cdot 2^3}F^{IV}\sigma^2\right]\widetilde{\sin^4\omega t} =$$

$$= \frac{1}{2^6\sigma^7}(F^{IV}\sigma^2 - 10\,RF''F'''\sigma + 15\,R^2F''^3). \tag{18}$$

Factorul constant din expresia lui η_1 fiind $\frac{F'}{1+RF'}$, se verifică încă o dată că reacția catodică stabilizează panta echivalentă a tubului. În ceea ce privește mărimea

$$\tilde{\eta}_2 = \frac{F''}{4(1+R'F)^3},$$

se constată că acest parametru echivalent nu devine independent de parametrii intrinseci F', F'' ai tubului cînd $R \to \infty$, și deci stabilizarea termenului pătratic eșuează.

În sfîrșit, un ultim rezultat ce trebuie pus în lumină este efectul acestei reacții asupra preciziei. Această apreciere va avea un caracter aproximativ în sensul că nu se va lua în considerare decît termenul U^4 dintre toate puterile pare superioare. Aproximația este acceptabilă avînd în vedere că la U suficient de mic termenii superiori sînt cu atît mai mici cu cît puterea este mai mare; în plus, de exemplu, chiar dacă $F'' = F^{IV}$, coeficientul lui U^4 este de $\frac{6!}{4!} = 30$ ori mai mic decît a lui U^2. Îmbunătățirea preciziei va rezulta din compararea termenilor $\tilde{\eta}_4 U'^4$ și $\frac{1}{4} F'' U^4$ în condiția unor ieșiri utile egale. Notăm prin Π raportul acestor mărimi

$$\Pi = \frac{\tilde{\eta}_4 U'^4}{\frac{F''}{4} U^4}.$$

Relația dintre semnalele de intrare U, U' se obține din condiția aceleiași ieșiri utile

$$\tilde{\eta}_2 U'^2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{F''}{2} U^2.$$

Cu această ultimă observație găsim

$$\Pi = 4 \frac{\tilde{\eta}_4}{(\tilde{\eta}_2)^2} \cdot \frac{F''^2}{F^{IV}} \tag{19}$$

Precizia se va îmbunătăți aplicînd reacția, dacă Π în modul va rezulta subunitar; în caz contrar precizia este mai bună în absența reacției.

Înlocuind în (19) valorile date de (17) și (18) pentru coeficienții $\tilde{\eta}_2$ și $\tilde{\eta}_4$, particularizăm această formulă pentru cazul examinat

$$\Pi = \sigma \cdot \frac{F^{IV} - 10\frac{R}{\sigma} F''F''' + 15\frac{R^2}{\sigma^2} F''^3}{F^{IV}} \tag{20}$$

Interpretarea rezultatului este imediată. Primul factor crește nemărginit cu reacția. Factorul fracționar tinde în general către o valoare asimp-

totică nenulă ; mai mult, dacă F'', F^{IV} sînt de același semn, iar F''' de semn contrar cu primii (cazul caracteristicilor de forma $i = \zeta(DU_a + U_g)^\nu$, $0 < \nu < 3$) acest factor în valoare absolută este crescător cu R și permanent supraunitar. De unde rezultă că precizia scade.

b. *Reacție catodică fără componentă continuă* (fig. 3). Să examinăm o reacție de curent, pur rezistivă, de astă dată numai pe curent alternativ, adică transmisă printr-o capacitate C practic infinită.

Tensiunea de reacție va fi egală cu

$$-R\sum_{n=0}^{\infty}(\eta_n - \tilde{\eta}_n)\,U^n$$

Prin urmare, la aplicarea formulelor (13)—(16) se vor considera pentru $\alpha_1, \ldots, \alpha_4$, valorile

$$\alpha_1 = \sin\,\omega t + R(\tilde{\eta}_1 - \eta_1),$$
$$\alpha_i = R(\tilde{\eta}_i - \eta_i) \quad , \quad i = 2, 3, \ldots$$

Se obține succesiv

$$\tilde{\eta}_1 = 0 \quad , \quad \alpha_1 = \frac{\eta_1}{F'} = \frac{\sin\omega t}{\sigma},$$

$$\tilde{\eta}_2 = \frac{F''}{4\sigma^2}, \tag{21}$$

$$\alpha_2 = R\frac{F''}{4\sigma^3}\cos\,2\,\omega t,$$

$$\tilde{\eta}_3 = 0 \quad , \quad \alpha_3 = -R\left(\frac{F'''}{6\sigma^4}\sin^3\omega t + \frac{RF''}{4\sigma^5}\sin\omega t\,\cos\,2\omega t\right),$$

$$\tilde{\eta}_4 = \frac{1}{2^6\sigma^6}(\sigma^2F^{IV} - 6\sigma RF''F''' + 5R^2F''^3). \tag{22}$$

Expresia (21) ne arată că sensibilitatea schemei scade mai puțin în cazul b, decît în cazul a.

Îmbunătățirea preciziei calculată după formula (19) va fi egală cu

$$\Pi = \frac{F^{IV} - 6\frac{R}{\sigma}F''F''' + 5\frac{R^2}{\sigma^2}F''^3}{F^{IV}}. \tag{23}$$

Se observă absența factorului σ în comparație cu expresia (20), factor ce înrăutățea simțitor sensibilitatea.

În plus, în ipoteza unor caracteristici $i = \zeta(DU_a + U_g)^\nu, 0 < \nu < 3$, numărătorul expresiei (23) este o sumă de termeni pozitivi ; coeficienții acestora fiind inferiori celor din (20), precizia este superioară cazului precedent (oricare ar fi valoarea reacției). În fond reacția scade și aici precizia.

c. *Reacția introdusă de un grup RC de negativare automată* (fig. 4). Curentul se prezintă sub forma funcției implicite de U

$$i = F(U \sin \omega t - \frac{1}{C} e^{-\frac{t}{\tau}} \int_0^t i e^{\frac{t}{\tau}} dt), \qquad \tau = CR.$$

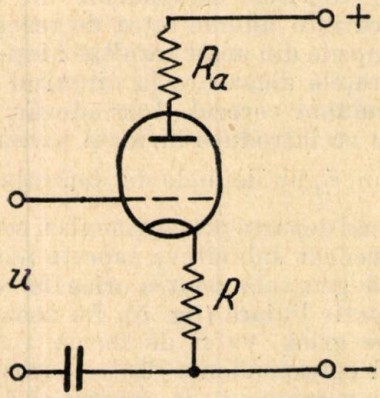


Fig. 3

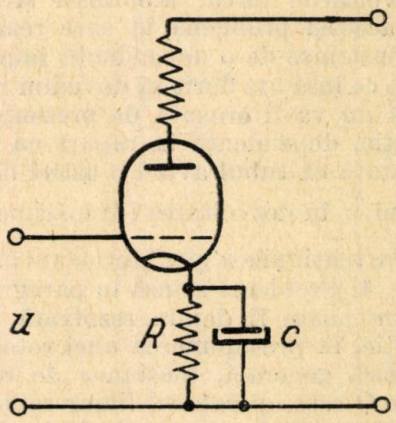


Fig. 4

Relația (13) ne conduce la ecuația integrală

$$\eta_1 = F' \sin \omega t - \frac{F'}{C} e^{-\frac{t}{\tau}} \int_0^t \eta_1 e^{\frac{t}{\tau}} dt,$$

sau derivînd, la ecuația diferențială

$$\eta_1' + \eta_1 \left(\frac{1}{\tau} + \frac{F'}{C} \right) = \left(\frac{1}{\tau} \sin \omega t + \omega \cos \omega t \right) F'.$$

Soluția în regim permanent este imediată

$$\eta_1 = F' \sqrt{\frac{1 + (\omega\tau)^2}{\sigma^2 + (\omega\tau)^2}} \cdot \sin (\omega t + \vartheta + \vartheta'), \operatorname{tg}\vartheta = \omega\tau, \operatorname{tg}\vartheta' = \frac{\omega\tau}{\sigma}.$$

În mod analog, găsim, pornind de la (14) și folosind rezultatul anterior

$$\eta_2' + \eta_2 \left(\frac{F'}{C} + \frac{1}{\tau} \right) = \frac{F''}{2} \cdot \frac{\left(\frac{1}{\tau} \right)^2 + \omega^2}{\omega^2 + \left(\frac{1}{\tau} + \frac{F'}{C} \right)^2} \cdot$$

$$\left[\frac{1}{2\tau} + \omega \sin (2\omega t + 2\vartheta + 2\vartheta') - \frac{1}{2\tau} \cos (2\omega t + 2\vartheta + 2\vartheta') \right].$$

Fără a rezolva această ecuație se găsește mediind ($\tilde{\eta}_2' = 0$) ambii membri

$$\tilde{\eta}_2 = \frac{F''}{4\sigma} \cdot \frac{1 + (\omega\tau)^2}{\sigma^2 + (\omega\tau)^2}. \tag{24}$$

Renunțăm la continuarea calculelor în vederea obținerii lui $\tilde{\eta}_4$ și Π. Dezvoltările devin laborioase și sînt inutile întrucît vom aborda mai jos aceeași problemă în care reacțiile pe diferitele componente nu vor fi constrînse de o dependență impusă de către o anume rețea de reacție. Ceea ce însă am dorit să dovedim reiese limpede din acest rezultat : ieșirea utilă nu va fi eronată de prezența unor rețele defazoare în circuitul de reacție, dependența în raport cu faza rămînînd corectă. Într-adevăr, se constată că tubul avînd o astfel de reacție va introduce în locul parametrului $\frac{F''}{2!}$ în dezvoltarea (6) mărimea $\tilde{\eta}_2$. Cum $\tilde{\eta}_2$ nu depinde de defazajul φ dintre tensiunile u' și u'', termenul util va fi mai departe proporțional cu $\cos\varphi$.

4. Problema atinsă în paragraful precedent sub cîteva aspecte particulare poate fi deplin rezolvată în formă generală pentru orice fel de reacție, în presupunerea unei rețele de reacție liniare (fig. 5). La această premisă generală, tensiunea de reacție pe grilă, va fi de forma $-Qi$, unde Q este operatorul liniar reprezentînd corespondența dintre curentul de intrare și tensiunea de ieșire în regim permanent, la cuadripolul de reacție. Liniaritatea acestui operator se deduce din proprietățile

$$Q(i_1 + i_2) = Qi_1 + Qi_2$$

și

$$Q(\lambda i) = \lambda Q i.$$

Aplicat unei mărimi sinusoidale, evident Q operează transformarea

$$Q_i[C_i \sin(i\omega t + \Theta_i)] = q(i\omega)\, C_i \sin(i\omega t + \Theta_i + \theta(i\omega)),$$

unde $q(i\omega)$ și $\theta(i\omega)$ nu depind de C_i și Θ_i.

Acestea sînt datele fizice ale problemei. Să precizăm și bazele de calcul cu operatorul Q.

Din liniaritatea lui Q și din definirea lui în raport cu mărimile sinusoidale deducem

$$Q[C_i e^{j(i\omega t + \Theta_i)}] = q(i\omega) e^{j\theta(i\omega)}\, C_i e^{j(i\omega t + \Theta_i)} = \bar{q}(i\omega).C_i e^{j(i\omega t + \Theta_i)}.$$

$\bar{q}(i\omega) = \bar{q}_i$ este însăși impedanța complexă de transfer a cuadripolului Q pe pulsația $i\omega$.

Luînd în considerație numai funcțiile periodice reprezentabile prin serie Fourier (sau serie Fourier complexă), din cele de mai sus cît și din unicitatea acestei reprezentări rezultă că operatorul Q stabilește o corespondență între vectorii*) spațiului funcțiilor reprezentabile prin serie Fourier (complexă).

Pentru a se evita unele dificultăți teoretice vom presupune numărul de termeni ai dezvoltării oricît de mare, dar finit.

*) A se vedea, de exemplu [5], cap. III.

În această ipoteză se verifică imediat concluzia : clasa operatorilor Q constituie un corp comutativ*).

Spațiul funcțiilor reprezentabile prin seria Fourier complexă se poate considera drept reuniunea unei infinități de subspații în care ca bază s-au ales vectorii $e^{j(i\omega t)}$, $i = 0, 1, 2, \ldots$ (ω depinzînd de subspațiu). Matricea de transformare corespunzătoare lui Q va fi în această bază

$$\begin{Vmatrix} q_0 & \cdots & 0 \\ & \bar{q}_1 & \\ & & \\ & \bar{q}_i & \\ & & \\ 0 & \cdots & \end{Vmatrix} = \| \bar{q}_i \|_0^\infty$$

Folosind izomorfismul dintre operatori și matrici, se găsește că operatorului $P(Q)$, polinom în raport cu Q, îi corespunde matricea diagonală $\| P(\bar{q}_i) \|_0^\infty$, iar operatorului $\frac{1}{R(Q)}$, unde numitorul este tot un polinom în raport cu Q, îi corespunde matricea diagonală $\left\| \frac{1}{R(\bar{q}_i)} \right\|_0^\infty$**).

Matricea corespunzătoare operatorului $\frac{P(Q)}{R(Q)}$ va fi deci tot o matrice diagonală

$$\| P(\bar{q}_i) \|_1^\infty \cdot \left\| \frac{1}{R(\bar{q}_i)} \right\|_0^\infty = \left\| \frac{P(\bar{q}_i)}{R(\bar{q}_i)} \right\|_0^\infty .$$

Fie $i = \sum_0^n C_i e^{j(i\omega t + \Theta_i)}$, atunci matricea coordonatelor acestui vector va fi $\| C_i e^{j\Theta_i} \|_0^\infty$, coordonatele vectorului rezultant fiind date de matricea coloană

$$\left\| \frac{P(\bar{q}_i)}{R(\bar{q}_i)} \cdot C_i e^{j\Theta_i} \right\|_0^\infty ,$$

sau

$$\frac{P(Q)}{R(Q)}\, i = \sum_1^n \frac{P(\bar{q}_i)}{R(\bar{q}_i)}\, C_i e^{j(i\omega t + \Theta_i)} .$$

*) Se adoptă definiția operațiilor de adunare și înmulțire dată în [5], cap. III, § 3.

**) Se presupune că mod $R(\bar{q}_i) \neq 0$.

Din cele stabilite mai sus deducem următoarea metodică de lucru cu operatorul Q. Expresiile cuprinzînd pe Q se tratează după regulile obișnuite ale calculului algebric; mărimea căreia i se aplică operatorul $\frac{P(Q)}{R(Q)}$ (o funcție rațională de Q) se aduce la o sumă de sinusuri (și cosinusuri) după care efectul operatorului funcție se deduce pentru fiecare pulsație $i\omega$ separat, din expresia $\frac{P(q_i)}{R(q_i)}$.

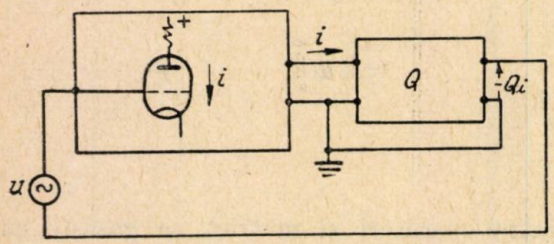


Fig. 5

Curentul este dat de ecuația

$$i = F(u - Qi).$$

Coeficienții $\alpha_1, \alpha_2, \ldots$ din relațiile (13)–(16) vor primi în aceste noi premise valorile

$$\alpha_1 = \sin \omega t - Q\eta_{i1}, \quad (25)$$

$$\alpha_i = -Q\eta_{i1}, \; i = 2, 3, \ldots \quad (26)$$

Cu această observație vom putea transcrie relația (13)

$$(1 + F'Q)\eta_{i1} = F' \sin \omega t.^{*})$$

Aplicînd ambilor membrii ai egalității de mai sus operatorul $\frac{1}{1+F'Q}$ inversul operatorului $1 + F'Q$, găsim

$$\eta_{i1} = \frac{F'}{1 + F'R} \sin \omega t.$$

Fie $a_i = |1 + F'\bar{q}_i|$ și Ψ_i efectele de amplitudine și fază ale operatorului $\frac{1}{1 + F'Q}$ pe pulsația $i\omega$. Atunci rezultatul precedent se va mai putea exprima sub forma

$$\alpha_1 = \frac{\eta_{i1}}{F'} = a_1 \sin(\omega t + \Psi_1). \quad (27)$$

Trecînd la relația (14), obținem analog

$$\eta_{i2} = \frac{F''}{2} \cdot \frac{\alpha_1^2}{1 + F'Q} = \frac{F''}{4} a_1^2 \frac{1 - \cos(2\omega t + 2\Psi_1)}{1 + F'Q} \quad (28)$$

și deci

$$\tilde{\eta}_{i2} = \frac{F''}{4} a_1^2 a_0 = \frac{F''}{4(1 + F'q_0)|1 + F'\bar{q}_1|^2}. \quad (29)$$

*) $F^{(i)} = F^{(i)}(-Q\eta_0)$, $i = 0, 1, 2, \ldots$

Ne mai interesează coeficientul $\tilde{\eta}_4$. Calcularea sa se face cu ajutorul relației (16), în care pe lîngă mărimile deja găsite intervine α_3. Această mărime fiind multiplicabilă cu α_1, este suficient să stabilim numai termenii de pulsație ω din α_3 (pe care îi vom nota cu $\alpha_3(\omega)$), întrucît numai ei vor da componentă medie nenulă.

Notînd prin b_i, β_i efectele de amplitudine și fază pe pulsația $i\omega$ ale operatorului $\frac{Q}{1+F'Q}$, după unele calcule se obține din (15)

$$\alpha_3(\omega) = \frac{a_1^3}{8}[(2b_0F''^2 - F''')b_1 \sin(\omega t + \Psi_1 + \beta_1) + F''^2 b_1 b_2 \sin(\omega t + \Psi_1 + \beta_1 + \beta_2)]$$

rezultat care introdus în (16) ne duce, după alte operații intermediare, la

$$\tilde{\eta}_4 = \frac{F^{IV} - F''F'''(4b_0 + 2b_0\cos\beta_2 + 4b_1\cos\beta_1) + F''^3[2b_0^2 + b_2^2 + 8b_0b_1\cos\beta_1 + 4b_1b_2\cos(\beta_1+\beta_2)]}{2^6(1+F'q_0)\,|1+F'\bar{q}_1|^4} \tag{30}$$

Mărimile b_i, β_i din formula precedentă se pot exprima cu ajutorul modulului și fazei lui $\bar{q}_i$ ($q_i \angle \theta_i$). Într-adevăr,

$$b_i e^{i\beta_i} = \frac{\bar{q}_i}{1+F'\bar{q}_i} \tag{31}$$

și prin urmare

$$\left.\begin{aligned} b_i &= \frac{q_i}{\Re_i}\,,\ \sin\beta_i = \frac{\sin\theta_i}{\Re_i}\,,\ \cos\beta_i = \frac{\cos\theta_i + F'q_i}{\Re_i} \\ \Re_i &= |1+F'\bar{q}_i| = \sqrt{1+2F'q_i\cos\theta_i + F''^2q_i^2}\,. \end{aligned}\right\} \tag{32}$$

Pentru îmbunătățirea preciziei (19) dă expresia

$$\Pi = (1+F'q_0)\left\{1 - \frac{F''F'''}{F^{IV}}(4b_0 + 2b_2\cos\beta_2 + 4b_1\cos\beta_1) + \frac{F''^3}{F^{IV}}\cdot\right.$$
$$\left.[2b_0^2 + b_2^2 + 8b_0b_1\cos\beta_1 + 4b_1b_2\cos(\beta_1+\beta_2)]\right\}^{*)}. \tag{33}$$

Să trecem acum în ipoteza permanentă a unei reacții negative la analiza relațiilor (27), (29), (30) și (33).

Stabilitatea. Dintre expresiile amintite, ultimele trei nu pot fi făcute independente de parametrii F',... F^{IV} ai tubului, oricare ar fi valoarea luată de reacție pe diversele componente de curent. În particular, aceste expresii, nu încetează de a depinde de parametrii cînd $q_i \to \infty$.

Deci, din capul locului se va conchide că o schemă folosind un element neliniar redresor nu va putea fi stabilizată prin nici un fel de reacție liniară (singura stabilă este funcționarea care folosește derivata întîi a caracteristicii).

Sensibilitatea. Relația (29) ne dă dependența dintre reacție și sensibilitate. Ultima depinde atît de reacția pe curent continuu cît și de reacția

*) Rezultatul (29) se verifică prin formulele (17), (21), (24); de asemenea, particularizînd (33) se găsesc formulele precedente (20), (23).

pe fundamentală. Aceasta din urmă, intervenind în (29) la pătrat, va avea un efect mult mai pronunțat decît prima. Acest efect va depinde și de faza reacției pe fundamentală în sensul micșorării sensibilității cu scăderea fazei (θ_i), la modul (q_i) dat. Dependența amintită dispare o dată cu creșterea nemărginită a reacției q_1 (în $|1+F'\overline{q}_1|^2$ se va putea neglija 1 la $q_1 \to \infty$).

De aici decurge utilitatea anulării reacției cel puțin pe fundamentală ($q_1 = 0$).

De altfel folosirea acestei reacții nu este justificată, spre deosebire de reacția q_0 care stabilizează schema în curent continuu.

Precizia. Coeficientul $\tilde{\eta}_2$ nu depinde de defazajul tensiunilor u' și u'', componente ale excitației u. Dependența corectă de fază nu este viciată de caracterul reactiv al cuadripolului de reacție. Coeficientul $\tilde{\eta}_4$ depinde și el de reacția pe componenta continuă și fundamentală într-o măsură mai mare decît $\tilde{\eta}_2$. Acest fapt reflectă rolul liniarizator al reacției. Cu toate acestea este prematur să se afirme că precizia va crește datorită reacției. Interpretarea formulei (33) va dovedi inconsistența unei asemenea concluzii generale. Ca un indiciu să observăm că va fi satisfăcătoare numai o asemenea lege de scădere a mărimii $\tilde{\eta}_4$, care să depășească iuțeala de scădere a pătratului mărimii $\tilde{\eta}_2$. Această lege este revendicată de creșterea semnalului de intrare pentru a menține ieșirea constantă.

De fapt această observație a și fost folosită în stabilirea relației (19).

Expresia (33) a îmbunătățirii preciziei cuprinde doi factori. Primul indică efectul defavorabil al reacției negative pe curent continuu ; valoarea sa crește nelimitat cu q_0. Cît privește al doilea factor, efectul acestuia este mai dificil de urmărit și necesită formularea de ipoteze. Variația sa are un caracter asimptotic către o valoare finită. La reacții mari este deci sigur că primul factor va fi preponderent, atrăgînd scăderea monotonă a preciziei.

Să examinăm ceva mai amănunțit situația. Referindu-ne la ultimul factor în presupunerea formulată, a reacției negative, se observă că paranteza din al doilea termen este întotdeauna pozitivă. Paranteza din ultimul termen poate lua orice semn, deoarece în general $\beta_1 + \beta_2 \gtrless \frac{\pi}{2}$.

Cele trei derivate diferite ce intervin în factorul considerat contribuie de asemenea la comportarea echivocă a acestuia. Cu toate acestea se pot indica unele cazuri de scădere a preciziei la aplicarea reacției, independent de valorile absolute ale parametrilor.

Într-adevăr, dacă

I. *a*) F'' și F^{IV} sînt de același semn, F''' negativ iar

b) $A = 2b_0^2 + b_2^2 + 8b_0b_1 \cos\beta_1 + 4b_1b_2 \cos(\beta_1 + \beta_2) > 0$,

sau

II. *a*) F'' și F^{IV} sînt de semne contrare, F''' pozitiv,

iar

b) $A < 0$,

toți termenii ultimului factor sînt de același semn ; precizia este categoric mai mică decît fără de reacție. Aceasta încă nu înseamnă că în ipotezele formulate precizia scade monoton cu reacția. Monotonă este numai variația cu reacția pe curent continuu. Cît privește reacțiile pe fundamentală și armonica a doua, se poate afirma caracterul monoton al scăderii preciziei doar în ipoteza I, mai restrînsă, $\beta_1 + \beta_2 \leqslant \frac{\pi}{2}\left(\theta_1 + \theta_2 < \frac{\pi}{2}\right)$.

Condițiile I. *a*) și I. *b*) sînt îndeplinite de exemplu de o caracteristică $i = \zeta\,(DU_a + U_g)^{\nu}$, $0 < \nu < 3$, respectiv o reacție *) pe pulsația 2ω nulă $b_2 = q_2 = 0$.

În general în afara ipotezelor I, II, este posibilă creșterea preciziei și chiar anularea lui II. Această influență favorabilă a reacției asupra preciziei este vremelnică. Creșterea puternică a reacției va acționa din cauza primului factor, în sensul scăderii preciziei. O caracteristică exponențială nu satisface ipotezele I și II. Este probabil ca într-o asemenea împrejurare II să se anuleze pentru o anumită valoarea a reacției.

S-a văzut mai sus înrîurirea însemnată și negativă a reacției pe fundamentală asupra sensibilității. Din aceste motive este natural a presupune că de regulă $b_1 = q_1 = 0$. În cazul cel mai nefavorabil, b_2 poate scădea precizia ; din prevedere este deci util a-l anula. De fapt uneori anularea reacției pe fundamentală atrage prin însăși structura rețelei de reacție practic anularea reacției pe armonica a doua. Vom adopta deci, ipoteza simplificatoare $b_2 = q_2 = 0$.

În condițiile formulate mai sus (33) devine

$$\Pi = (1 + F'q_0)\left(1 - 4b_0\frac{F''F'''}{F^{IV}} + 2b_0^2\frac{F''^3}{F^{IV}}\right). \qquad (34)$$

Să calculăm cu ajutorul acestei formule pe II în mai multe circumstanțe. Adoptăm ca date comune $i_0 = F = 4$ mA, $S = F' = 2$mA/V.

a) Fie o caracteristică putere de exponent 3/2, $i = \zeta(DU_a + U_g)^{3/2}$ Pentru $q_0 = 0{,}5\text{k}\Omega$ $(q_0F' = 1)$ găsim

$$\Pi = 2\left(1 + \frac{2}{3} + \frac{1}{6}\right) \simeq 3{,}66.$$

Pentru $q_0 = 5\text{k}\Omega$ $(q_0F' = 10)$ obținem

$$\Pi = 11\left(1 + \frac{40}{33} + \frac{200}{363}\right) \simeq 30{,}4.$$

Acest exemplu face parte din categoria celor care dau o scădere monotonă a preciziei. Se vede că o reacție slabă $(q_0F = 1)$ este suficientă pentru ca precizia să se înrăutățească sensibil față de situația reacției neaplicate. La cel de-al doilea rezultat obținut este elocventă influența considerabilă a factorului $1 + F'q_0$.

*) sau $\theta_1 + \theta_2 < \frac{\pi}{2}$.

b) Cu o aceeași caracteristică, dar de exponent 5/2, situația se înrăutățește extrem de mult. Luînd $q_0F' = 1$ găsim

$$\Pi = 2\left(1 + 6 + \frac{9}{2}\right) = 23.$$

c) Iată și un exemplu care conduce la anularea lui Π. Fie o caracteristică exponențială $i = Ke^{\varepsilon U_g}$.

Folosind proprietatea acestei funcții și una din relațiile (32) vom avea pentru (34) particularizarea

$$\Pi = \frac{1 - 2F'q_0 + F'^2q_0^2}{1 + Fq_0}. \qquad (34')$$

Înlocuind $F'q_0$ succesiv prin 1 și 10, obținem $\Pi(1) = -1$, $\Pi(10) = -10{,}8$. Π devine nul pentru $F'q_0 = -1 + \sqrt{2} \simeq 0{,}41$.

Este interesant de stabilit cît de critică este această anulare în raport cu parametrii tubului. Fie $\Pi = 0$. Această situație nu se poate menține din cauza inconstanței parametrilor. Să notăm că $\Delta\Pi$ valoarea nenulă ce se stabilește în acest mod, și cu $\delta F'$ variația relativă a pantei tubului. Mărimea $\Delta\Pi$ este dată de expresia

$$\Delta\Pi = -\frac{3}{4 - \sqrt{2}}\,\delta F' \simeq -1{,}16\,\delta F' \text{ *}). \qquad (34'')$$

de unde se vede că îmbunătățirea preciziei este aproximativ egală cu variația relativă a pantei. De exemplu, dacă panta variază cu 10% față de valoarea de anulare a lui Π, eroarea reprezintă numai 11,6% din eroarea fără reacție.

Rezultatele de mai sus se referă la cazul $q_0 \neq 0$, $q_1 = q_2 = 0$.

Dăm mai jos spre comparare rezultatele calculate cu formula (20) pentru cazul $q_0 = q_1 = q_2 = R$.

Funcție putere de exponent 3/2, $F = 4\text{mA}$, $F' = 2\text{mA/V}$: $\Pi(1) \simeq 7{,}8$

Funcție putere de exponent 5/2, $F = 4\text{mA}$, $F' = 2\text{mA/V}$: $\Pi(1) = 99{,}5$

Funcție exponențială : $\Pi(1) = -0{,}5$; $\Pi(2) = 4$; $\Pi(10) = 46{,}4$; $\Pi(0{,}14) \simeq 0$; $\Pi(1{,}2) \simeq 0$.

*

În rezumat, reacția negativă aplicată *separat* pe fiecare din tuburile wattmetrului electronic în punte are un efect complex. Sensibilitatea este redusă atît de reacția pe curent continuu cît și de reacția pe fundamentală, efectul ultimei (la reacții mari) fiind mult mai puternic decît al primei. Caracterul mai mult sau mai puțin reactiv al cuadripolului de reacție nu introduce erori de fază. În particular, este admisibilă și chiar necesară șuntarea capacitivă a rezistenței de negativare sau de reacție catodică. Efectul reacției asupra preciziei nu este nici măcar calitativ univoc determinat dacă nu se cunoaște caracteristica tubului electronic și valoarea numerică a reacției. În general, acest efect depinde de reacția pe curent continuu, fundamentală și armonică a doua. În cazul unei reacții exclusiv pe curent continuu, interesant din punct de vedere practic,

*) Acest rezultat se obține din (34'), $\Pi = 0$ și proprietatea funcției exponențiale.

eroarea poate fi uneori anulată ; la valori mari ale reacției eroarea crește însă nelimitat, oricare ar fi caracteristica tubului. În particular, o caracteristică putere dă o scădere monotonă a preciziei cu reacția ; o caracteristică exponențială permite anularea erorii la o anumită valoare a reacției (relativ redusă).

Ultimele concluzii demonstrează imposibilitatea folosirii reacției negative separate pentru stabilizarea nulului, deoarece la asemenea reacții profunde sensibilitatea și precizia schemei sînt inacceptabil micșorate.

Dezvoltările și concluziile de mai sus sînt valabile în ipoteza că influența componentei tensiunii de placă datorită semnalelor de grilă este neglijabilă. Altfel se produce o interacțiune a tuburilor prin diagonala de măsură a punții. Această ipoteză în general corespunde cazurilor practice, întrucît nu este utilă folosirea unor rezistențe de placă mari (ieșirea utilă la un raport $R_1/R_g = 10$ este doar cu 2,4% sub valoarea maximă asimptotică ; în schimb căderea de tensiune continuă crește uniform cu rezistența de sarcină).

În partea a doua a lucrării vom prezenta cazul, mai interesant din punct de vedere practic, al reacției pe suma curenților tuburilor. De aici se va putea deduce cazul particular al reacției catodice comune.

ОТРИЦАТЕЛЬНАЯ ОБРАТНАЯ СВЯЗЬ МОСТИКОВЫХ ЭЛЕКТРОННЫХ ВАТТМЕТРОВ. I

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе рассматривается эффект отрицательной обратной связи мостиковых электронных ваттметров. В качестве введения представлены задачи, связанные с правильной работой этих приборов. Затем рассматривается эффект отрицательной обратной связи, действующей на одну лампу (работающую в нелинейном режиме), на эквивалентную характеристику при постоянном токе.

Делаются выводы относительно стабильности, чувствительности и точности измерения.

Исследование производилось в предположении синусоидального входного напряжения и наличия какого либо линейного четырехполюстника обратной связи.

LA RÉACTION NÉGATIVE DANS LES WATTMÈTRES ÉLECTRONIQUES EN PONT. I

(RÉSUMÉ)

Le travail traite de l'effet de la réaction négative dans les wattmètres électroniques en pont. Dans l'introduction, on présente les problèmes soulevés par les conditions du fonctionnement correct de ces dispositifs. On examine ensuite l'effet, sur la caractéristique

équivalente en courant continu, de la réaction négative, appliquée à un seul tube (fonctionnant en régime non linéaire).

On en tire, enfin, des conclusions sur la stabilité, la sensibilité et la précision de ces dispositifs.

Les hypothèses servant de base à cette étude ont été : *a*) des excitations sinusoïdales et *b*) un quadripôle de réaction, linéaire, quelconque.

BIBLIOGRAFIE

1. Győző Fay, *Elektronikus teljesitménymérés. A hazai hálózati feladatai és szerkezeti megoldasa.* Budapesta, 1953, p. 21.
2. L. R. Malling. *Electronic wattmeter.* Electronics, noiembrie 1945, p. 133.
3. * * * *Vacuum tube amplifiers.* Valley G. E., H. Wallman, Mc Graw-Hill book Co., New York, 1948.
4. L. I. Baidaşi A. A. Semencovici. *Amplificatoare electronice de curent continuu.* Ed. energetică de stat, Bucureşti, 1955.
5. F. R. Gantmacher, *Teoria matrit.* Gostehizdat, Moscova, 1953.

ASPECTE ALE ACTIVITĂȚII DE CERCETARE A MOTOARELOR CU ARDERE INTERNĂ ÎN R.D.G *)

DE

ADRIAN CĂLIN VASILESCU

1. Industria de motoare cu ardere internă este bine reprezentată în R.D.G. Se construiesc motoare cu aprindere prin scînteie pentru biciclete, motociclete, scutere și autovehicule (toate în doi timpi) motoare cu aprindere prin scînteie pentru autovehicule (speciale) și motociclete în patru timpi, motoare cu aprindere prin compresie în patru timpi pentru tractoare, autocamioane, automotoare, nave și instalații staționare, precum și motoare cu aprindere prin compresie în doi timpi pentru nave. În această varietate de tipuri sînt reprezentate toate gamele de puteri (între 2 — 2 000 CP) și se găsește o mare diversitate constructivă. Se remarcă tendința pentru aplicarea celor mai noi succese ale cercetării științifice: motoare în doi timpi cu distribuție nesimetrică, răcirea cu aer, supraalimentarea cu grup turbocompresor, injecția de benzină.

Cercetarea științifică în R.D.G. trebuie să asigure continua perfecționare a fabricatelor industriei de motoare. Studiile se fac la o serie de institute departamentale și la „Institutul de motoare cu ardere internă și autovehicule" (I.V.K.) de la școala tehnică superioară din Dresda (TH-Dresden). Acest institut de învățămînt superior are rolul de a asigura o formare cît mai bună a viitoarelor cadre de ingineri însă totodată duce cu succes mai departe cercetarea științifică a unor probleme legate de necesitățile industriale dar pe care institutele departamentale nu le pot urmări (avînd obiective mai apropiate).

2. Institutul I.V.K. (fig. 1) [1] este așezat într-o clădire spațioasă în care se găsesc camerele directorului și ale asistenților, sala de cursuri, camerele de lucru ale studenților-diplomanți, laboratorul de chimie și fizică, camerele desenatorilor, atelierul foto etc.

În spatele clădirii principale (fig. 2), se găsesc două hale-laboratoare, hala atelierului mecanic, garaje și stația de combustibil. Trebuie amintit că în urma atacurilor aeriene din timpul războiului, institutul a fost aproape complet distrus; clădirea și halele au fost refăcute în 1950 și în viitorii cinci ani se prevăd noi dezvoltări ale suprafeței clădite ale acestui institut.

În halele laboratoarelor se găsesc 19 bancuri de probă pentru diferite tipuri de motoare pînă la puterea de 100 CP (fig. 3).

În laborator sînt instalate bancuri de încercat pompele de injecție, injectoarele, instalația electrică.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 16 februarie 1957.

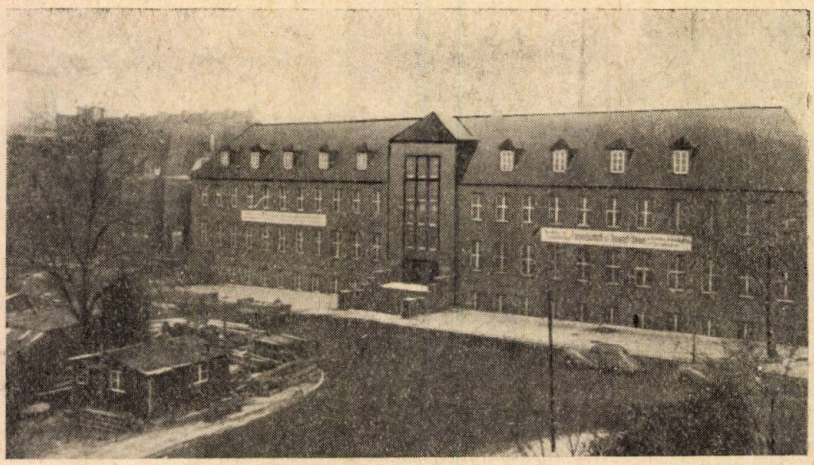


Fig. 1. — Vederea din față a „Institutului de motoare cu ardere internă și autovehicule" din Dresda.

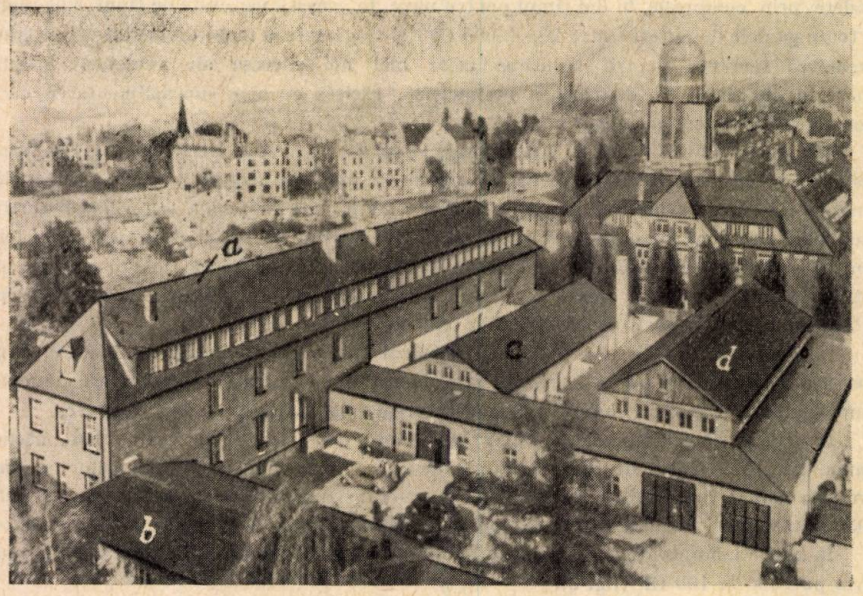


Fig. 2. — Vedere din spate a I.V.K..

In fund clădirea principală *a*) ; în stînga hala mică a laboratoarelor *b*) ; în dreapta hala atelierului mecanic *c*), și hala mare a laboratoarelor *d*).

S-au construit instalații de studiat baleiajul (în regim staționar) carburația, legea de injecție, comportarea filtrelor, tensiunea segmenților.

Laboratorul are motoare de cifră octanică și cifră cetenică pe care le folosește fie ca motoare de încercat, combustibilii respectivi fie ca motoare modificate experimentale. Labo-

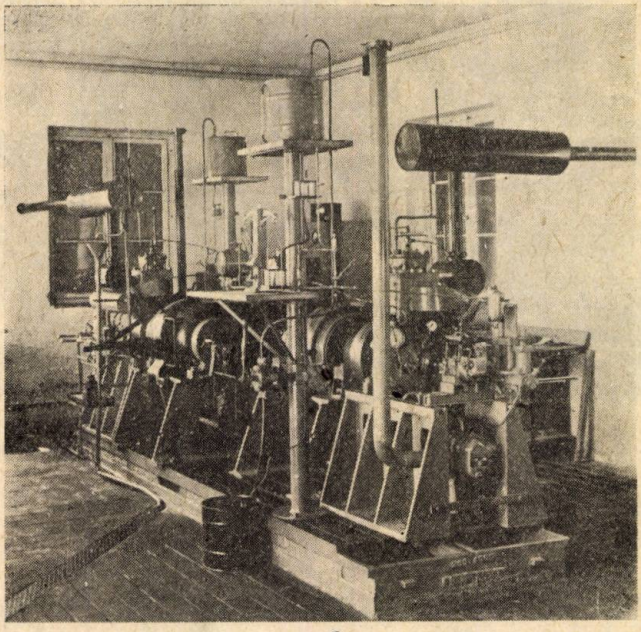


Fig. 3. — Aspect din hala laboratoarelor; bancurile de probă.

ratorul este utilat și cu o serie de instalații pentru studiat autovehiculele: instalație de studiat vibrațiile arcurilor, unui autovehicul (fig. 4) instalație de încercat cuple, axe etc.

Un rol deosebit în asigurarea bazei materiale a I.V.K. îl are atelierul (fig. 5) echipat cu un număr important de mașini unelte. În felul acesta, majoritatea lucrărilor se execută în atelier.

În afara lucrărilor de amenajare a bancurilor și a reparațiilor curente atelierul execută prototipuri care sînt încercate și perfecționate în laboratoarele institutului. De remarcat, între altele, sînt frîna hidraulică pentru puteri mici (10 CP), instalația de determinat legea de injecție, motorul NZD-IVK motor cu cursă normală, cu aprindere prin compresie, în doi timpi, construcție sudată, cursa 124 mm, diametrul 100 mm (fig. 6) etc.

Partea electrică este întreținută și promovată de atelierul electrotehnic care este condus de un maistru cu o foarte îndelungată experiență în acest domeniu.

3. Institutul I.V.K. aparține de facultatea de mașini a Politehnicii din Dresda. Directorul său, profesorul Alfred Jante — membru al Academiei din Berlin — este în același timp titularul cursului de motoare și autovehicule, avînd a preda anilor normali și celor de la cursurile fără frecvență. În sarcinile sale mai intră îndrumarea lucrărilor din timpul perioadei de cursuri, lucrările de diplomă și lucrările de doctorat (aspirantură) și de asemenea conducerea întregii munci științifice a institutului. Personalul ajutător îl constituie 6 asistenți (dintre

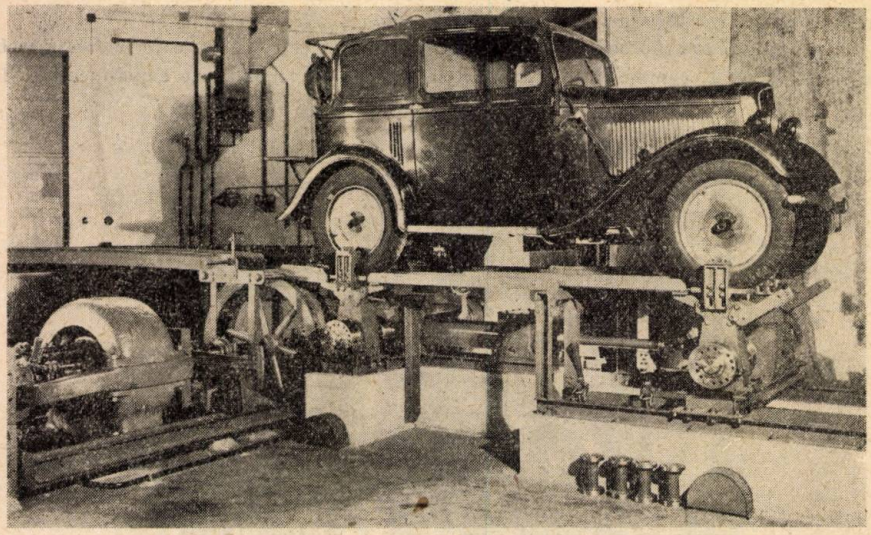


Fig. 4. — Banc pentru studiat vibrațiile arcurilor unui autovehicul.

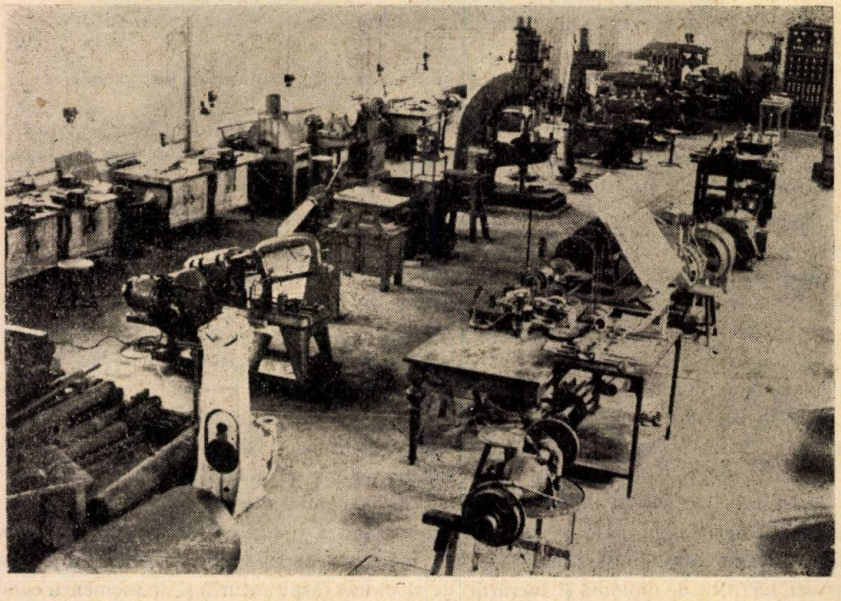


Fig. 5. — Vederea atelierului mecanic I.V.K.

care 3 Oberasistenţi) care au şi sarcini didactice şi un cercetător ştiinţific. Atelierul şi în general latura tehnică din institut este condusă de un inginer (Oberinginer). Acestor 8 oameni din sectorul ştiinţific le stau în ajutor aproximativ 4 desenatori, 6 secretare, 3 persoane la bibliotecă şi documentare, aproximativ 17 mecanici de banc şi 20 muncitori în atelier.

În învăţământul tehnic superior din R.D.G. secţia motoare şi autovehicule, lucrările au un caracter net experimental : studenţii primesc o problemă de studiu la un motor ; ei

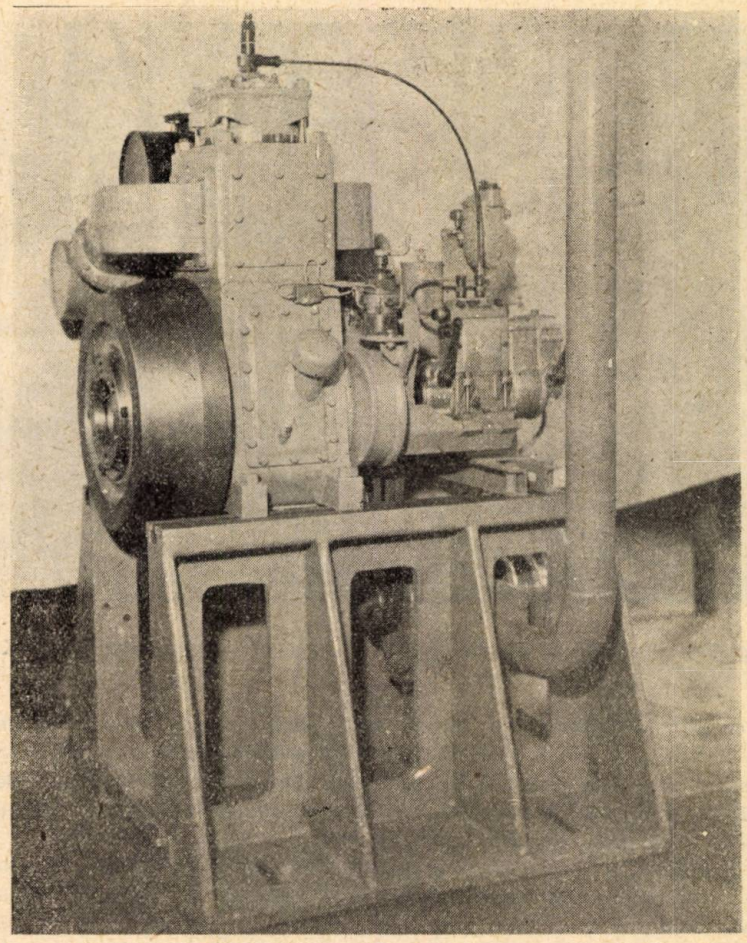


Fig. 6. — Vederea motorului NZD — I.V.K.

experimentează motorul (fig. 7) — după prealabila amenajare a bancului de probă — analizează rezultatele şi trag concluzii (puţine lucrări au caracter teoretic şi unele înzestrează laboratorul cu noi aparate şi bancuri de experimentare).

Fiecare asistent are mai mulţi studenţi în grijă şi în acest mod — funcţie de orientarea ştiinţifică a asistenţilor — se distribuie şi tematica încercărilor.

Rezultatele probelor, controlate cu minuțiozitate de asistenți constituie fondul de lucrări al institutului. Lucrările institutului sînt în general bazate pe date culese în cadrul acestor experimentări.

4. Socotim că este interesant a prezenta unele detalii tehnice asupra modului în care sînt realizate bancurile de experimentare.

Instalația bancurilor este făcută pe picioare extensibile pe o placă de fundație comună mai multor motoare (deoarece în general nu funcționează toate motoarele dintr-o dată). Frînarea

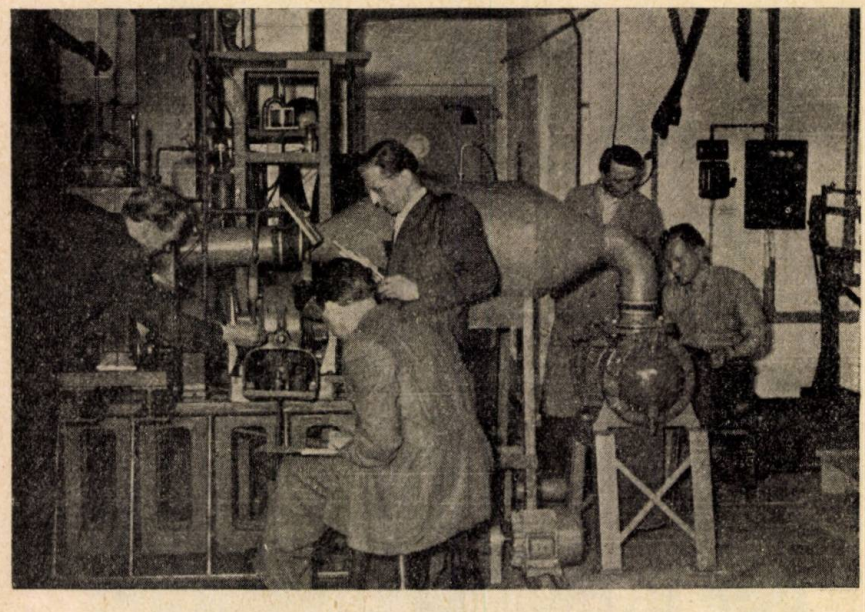


Fig. 7. — Studenții în timpul lucrului la bancurile de probă de la I.V.K.

se face fie cu frîne hidraulice fie cu frîne electrice. Unele dintre frînele electrice sînt cuplate cu un grup Leonard. În anumite cazuri se prevede posibilitatea (cu o cuplă mobilă) de a cupla cîte un motor pe cele două fețe ale unei frîne, mărindu-se astfel coeficientul de utilizare al frînelor. Există o încercare de a cupla o frînă electrică cu una hidraulică și de fiecare parte cîte un motor. Acest grup are următoarele avantaje:

— se poate folosi separat (prin decuplarea frînelor) motorul cu frîna la care este montat;
— se poate realiza un cuplu rezistent mai mare (puteri mari) prin cuplarea celor două frîne;
— se poate îmbunătăți caracteristica de cuplu a frînei hidraulice prin suprapunerea caracteristicii de cuplu a frînei electrice;
— se pot realiza turații mari (peste 3 000 rot/min folosind numai frîna hidraulică);
— se poate recupera o parte din energia dezvoltată de motor (cuplînd frîna electrică cu un grup Leonard);
— se pot determina pierderile la mersul în gol (prin frîna electrică);
— se poate porni motorul cu ajutorul dinamului frînă;
— se poate face un rodaj al motorului;

În general se caută ca montarea frînelor să se facă fără cîntare, cu citirea forței de frînare cu greutăți puse pe platan. În acest mod se obține o precizie mai mare în evaluarea forței ce determină momentul rezistent.

Debitul de combustibil este determinat prin cîntărire (alegîndu-se timpul de scurgere în jurul unui minut); debitul de aer se măsoară cu contor volumetric (urmat de o cameră de egalizare). În unele cazuri cînd se caută caracteristica motorului, se compensează pierderile de presiune în conducta de aspirație, contor și tobă printr-o suflantă, care restabilește presiunea atmosferică înaintea conductei de aspirație a motorului.

Turația se apreciază cu tahimetrul; în timpul măsurării unui punct, turația se determină cu contorul de ture.

Motoarele se montează fără radiator, deoarece răcirea este insuficientă, lipsind curentul de aer produs de deplasarea autovehiculului. Răcirea apei se face cu o serpentină, și prin amestec cu apă rece. Uleiul este răcit separat într-un răcitor de ulei. Debitul de apă se determină cu contorul sau uneori cu ajutaje de măsură.

Temperaturile se măsoară în general cu termocuple. Pentru termocuple ce măsoară temperaturi pînă la 250°C se realizează un punct rece (de 15°C) pentru a doua sudură. Pentru termocuplele ce măsoară temperaturi ridicate (gazele arse) se măsoară cu un termometru cu mercur, temperatura sudurii reci și se face corecția obișnuită.

Gazele arse se analizează cu analizatoare chimice.

Laboratorul are posibilitatea de a ridica diagrame indicate, folosind aparate electronice perfecționate. După părerea noastră, aparatele folosite la I.V.K., construcție Dr. Nier (Dresda) deși mai vechi, sînt superioare în concepție construcției mai noi a lui VEB-RFT-Zwönitz.

5. Lucrările I.V.K. se publică în majoritatea lor în revista „Kraftfahrzeugtechnik".

Din studiul acestor lucrări [2] se constată că s-au atins în peste 60 de publicații trei domenii importante:

— motoare cu ardere internă,
— autovehicule,
— tractoare.

În publicația de față se vor prezenta numai cîteva probleme privitoare la motoarele cu ardere internă.

Se pot împărți cercetările I.V.K. în această direcție în următoarele categorii:

— studii termodinamice,
— studii teoretice asupra motoarelor,
— studii asupra motoarelor în doi timpi,
— studii asupra carburației,
— studii asupra detonației,
— studii asupra injecției la motoarele cu aprindere prin compresie.

Dintre aceste probleme se prezintă studiile asupra carburației și asupra detonației.

Problema detonației la motoarele fabricate în R.D.G. se pune în funcție de mărirea economicității acestor motoare prin sărăcirea dozajului și mărirea raportului volumetric de compresie.

Prin faptul că cifra octanică și compoziția combustibililor folosiți în R.D.G. variază ca urmare a originii acestor combustibili (import sau sinteză) nu apare rațională studierea cifrei octanice necesare pe cale [3].

Efortul se îndreaptă spre studiul modificării camerei de ardere pentru a micșora tendința la detonație a motorului. S-a mers pe mai multe soluții [4]:

— gruparea camerei de ardere înspre peretele cu luminile de baleiaj, mai bine răcit;

— micşorarea drumului parcurs de frontul de flacără prin concentrarea camerei de ardere.

Pornind de la aceste principii s-au realizat o serie de camere de ardere pentru motorul IFA-F9 (fig. 8) la care s-a determinat regimul detonant.

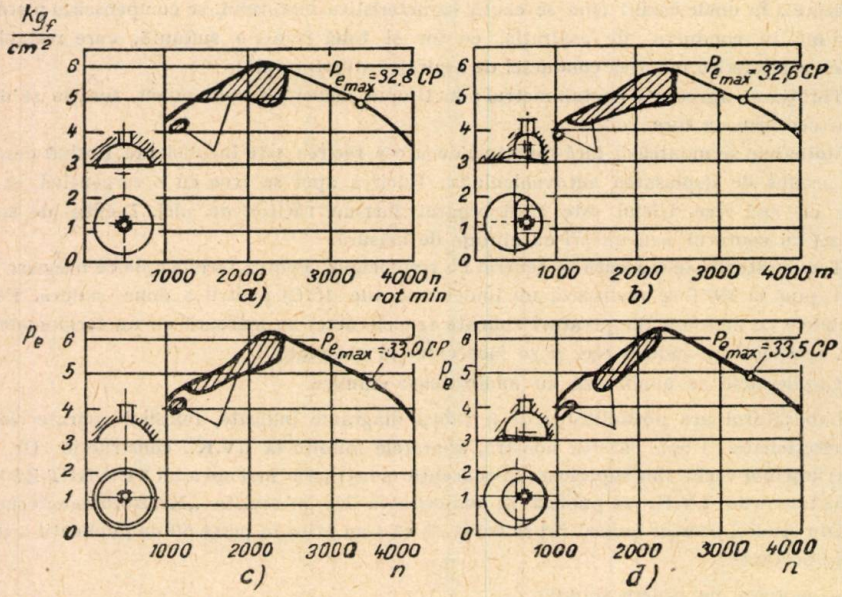


Fig. 8. — Camere de ardere încercate pentru a se determina regimul detonant (motor IFA-F9)

haşurat regiuni de regim detonant.

În aceste experimentări se compară camera de ardere semisferică *a*, camera alungită grupată înspre regiunea luminilor de baleiaj *b*, la care distanţa dintre piston şi chiulasă reprezintă 1 mm la punctul mort interior, o cameră cu dimensiuni reduse şi concentrică cilindrului *c*, şi o cameră semisferică redusă ca dimensiune, grupată în regiunea luminilor de baleiaj *d*. Camera *c* a dat aşa cum se remarcă rezistenţa maximă la detonaţie deoarece realizează cel mai bine dezideratele anterior enunţate.

Aceste încercări nu caută să înregistreze acţiunea separată a parametrilor care influenţează detonaţia şi din această cauză nu se pot generaliza rezultatele publicate.

În direcţia studiului experimental al detonaţiei se mai remarcă o lucrare valoroasă [5] legată de dezvoltarea unei noi metode pentru urmărit apariţia detonaţiei pe motor. Se constată (fig. 9) că în momentul apariţiei fenomenului de detonaţie curba temperaturii în funcţie de raportul volumetric de compresie face un unghiu. Interpolînd benzina necunoscută *a* între două benzine de cifre octanice cunoscute *b* şi *c* se obţine printr-o interpolare liniară *D* cifra octanică a benzinei studiate.

Lucrarea se situează pe linia tehnicii germane care însă din 1936 încearcă să găsească după motorul german de cifră octanică (I. G. Farben OZ Prüfmotor) o metodă germană, superioară, pentru aprecierea cifrei octanice. Este de menţionat că acel unghi nu apare evident decît la un anumit dozaj bogat.

Socotim că determinarea cifrei octanice pe motor prin metoda variației de temperatură ar fi interesantă dacă asemenea aprecieri s-ar putea face pe motoarele de serie.

S-a remarcat [6] variația unor parametri termici în funcție de dozaj sau de avans la turația constantă cînd se atinge regimul detonant.

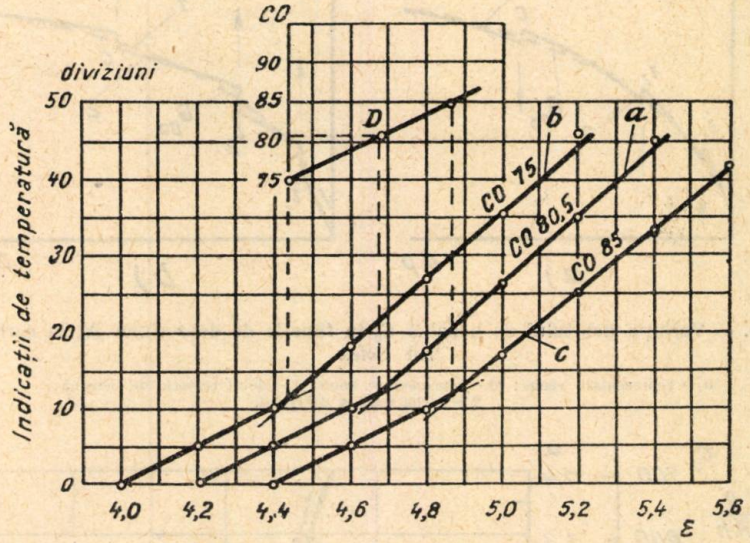


Fig. 9. — Determinarea cifrei octanice a benzinelor prin metoda studierii variației temperaturii funcție de raportul volumetric de compresie.

În realitate însă, fenomenul de detonație apare la motorul de autovehicul în decelerare și în acest caz parametrii termici ai motorului nu pot marca apariția detonației [7].

Un domeniu interesant este prezentat de studiile privitoare la carburație. Ca urmare a unor minuțioase cercetări experimentale [8] s-a stabilit modul de funcționare al carburatorului de tip *Solex*. În figura 10 se arată schematic modul de funcționare al carburatorului *Solex* prin diagrama *variația debitului de combustibil în funcție de depresiune*. În figura 10 *a* se indică diagrama cunoscută a modului cum asigură acest carburator debitul de benzină G_{co} teoretic necesar motorului.

O dată cu deschiderea diferitelor orificii din tubul de aer se creează curente adiționale de aer care micșorează brusc depresiunea și prin urmare debitul de benzină scade brusc.

În noua reprezentare propusă pe baza unei serii mari de experimentări realizate (fig. 10 *b*) rezultă că în momentul deschiderii orificiilor tubului de aer de la carburatorul *Solex* debitul de benzină crește brusc, deoarece se produce o emulsie de aer și benzină a cărei densitate se micșorează.

Rezultatele înțelegerii procesului din carburator se văd în ameliorările imediate, ce s-au putut aduce construcției de carburatoare. Se reproduce figura 11 din care rezultă evident îmbunătățirea ce se poate aduce unui carburator prin investigarea sa științifică [9]. Se observă că motorul funcționează în domeniul dozajelor normale cu un consum mai mic de combustibil.

În R.D.G. problema legăturii dintre activitatea științifică cu practica a căpătat un exemplu viu în cazul ameliorării carburației care este strîns legată de economia de benzină.

I.V.K. a inițiat înființarea unui „Centru de pus la punct carburația motorului de autovehicul" care este utilat în mod tehnic pentru refacerea sistemului de carburație și reglajul

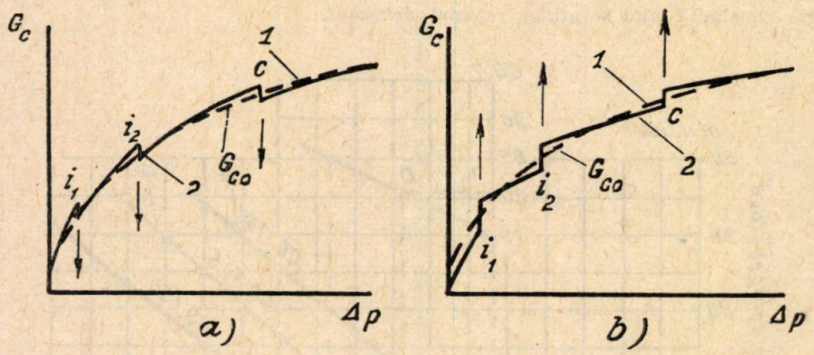


Fig. 10. — Variația debitului de benzină G_c în funcție de depresiune Δ_p la carburatorul *Solex*

a) — reprezentare veche; *b*) — reprezentare nouă; 1 — debit teoretic de benzină; 2 — curba reală a debitului.

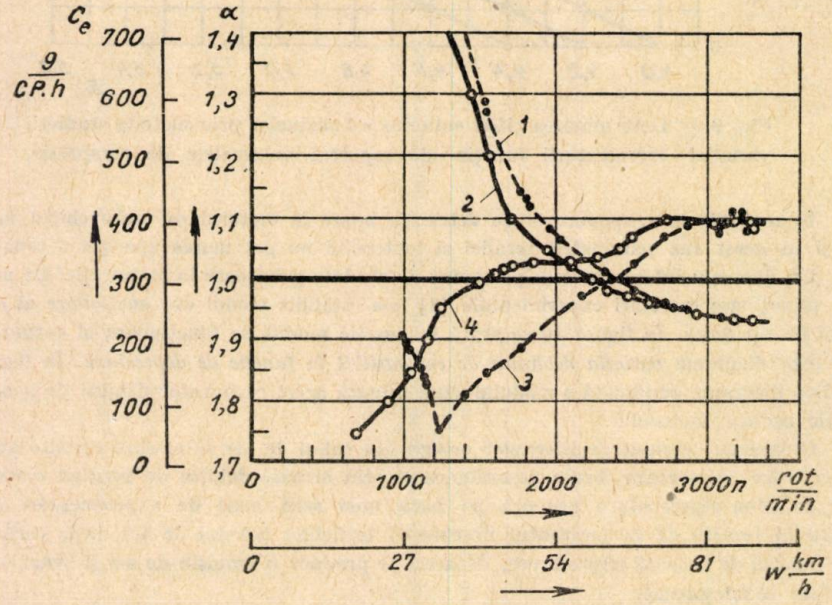


Fig. 11. — Ameliorarea carburatorului *Solex* 32 PBI

1 — consumul de combustibil C_e al carburatorului original;
2 — consumul de combustibil C_e al carburatorului ameliorat);
3 — coeficientul excesului de aer α al carburatorului original;
4 — coeficientul excesului de aer α al carburatorului ameliorat.

aprinderii. Asemenea centre există azi în toate reședințele de regiune din R.D.G. și economiile de combustibil aduse sînt uriașe.

★

Din sumara prezentare făcută asupra unor aspecte ale activității științifice în direcția motoarelor cu ardere internă în R.D.G. trebuie să se desprindă importanța studiilor experimentale pentru ameliorarea energetică a motoarelor în scopul realizării de economii de combustibil și necesitatea de a sluji aceste studii cu baza materială adecvată și personalul tehnic auxiliar respectiv.

BIBLIOGRAFIE

1. Rudolf Wolfram, *Institut für Kraftfahrwesen an der Technischen Hochschule Dresden.* Kraftfahrzeugtechnik, 1952, caietul 7, p. 197.
2. A. Jante, *Über Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen.* VEB Verlag Technik, Berlin, 1956.
3. C. Aramă, C. A. Vasilescu și Gh. Zătreanu, *Contribuții la studiul experimental al detonației incipiente în motoarele cu aprindere prin scînteie pentru camioane.* Studii și cercetări de energetică, t. VII, nr. 1, 1957, p. 57.
4. Konrad Hofmann, *Über klopffeste Brennräume für den IFA-F9 Motor.* Kraftfahrzeugtechnik, 1954, caietul 11, p. 322.
5. * * * *Die Entwicklung des Thermoklopfmessverfahrens.* Kraftfahrzeugtechnik, 1952, caietul 10.
6. B. D. Zaloga, *Proiavlenie i izmerenie detonații o dvigatele.* Izd. Akad. Nauk, SSSR, Moscova, 1951, p. 240.
7. C. A. Vasilescu, *Asupra metodelor obiective de determinare a fenomenului de detonație la motoarele de autocamion de serie.* Studii și cercetări de energetică, t. VI, nr. 4, 1956, p. 559.
8. Wolfgang Hinze u. Feodor Freche, *Über Theoretische und praktische Untersuchungen am Vergaser.* Kraftfahrzeugtechnik, 1955, caietul 9, p. 298.
9. Feodor Freche *Über Vergaseruntersuchungen.* Kraftfahrzeugtechnik, 1954, caietul 10, p. 303.

RICHARD BELLMAN, *Stability Theory of Differential Equations* (Teoria stabilității ecuațiilor diferențiale). I. L., Moscova, 1954, 215 pag.

Cartea conține studiul calitativ al soluțiilor reale ale ecuațiilor diferențiale ordinare, avînd în vedere în special problema stabilității și comportarea asimptotică a soluțiilor.

Autorul nu intenționează să prezinte o lucrare enciclopedică ci se rezumă la expunerea sistematică a cîtorva dintre diferitele metode de cercetare existente. Caracterul general al lucrării este introductiv. Pentru fixarea noțiunilor și pentru a scoate în evidență importanța fiecărei metode, autorul rezolvă deseori aceeași problemă succesiv prin mai multe metode. Aceluiași scop îi servesc o serie de exerciții propuse în text.

Pentru a simplifica expunerea, autorul folosește aparatul de calcul vectorial-matricial. Încă din capitolul I, care tratează despre proprietățile sistemelor liniare, se vădește intenția autorului de a expune cît mai direct noțiunile și proprietățile fundamentale, eliminînd accesoriile neesențiale pentru scopul propus. Astfel, sistemele liniare sînt tratate pentru a prezenta cît mai simplu o serie de metode aplicate ulterior sistemelor neliniare. De cele mai multe ori, autorul se rezumă la cazul cînd rădăcinile ecuației caracteristice sînt distincte. În tratarea cazului general el enunță — fără demonstrație — posibilitatea aducerii sistemului la forma normală jordaniană; în schimb demonstrează posibilitatea aducerii sistemului la o formă triunghiulară — singura pe care o folosește apoi în aplicații.

În capitolul II se studiază stabilitatea, proprietatea soluțiilor de a fi mărginite și comportarea asimptotică a soluțiilor sistemelor liniare. Se remarcă și aici expunerea vie și totuși unitară. Foarte clar sînt tratate ecuațiile cu coefcienți periodici și cu coeficienți functii arbitrare de timp, precum și seriile asimptotice după Poincaré.

Chiar și în expunerea problemelor cu un pronunțat caracter teoretic, cum sînt problemele de existență și unicitate a soluțiilor sistemelor neliniare (cap. III), rămîne dominantă intenția autorului de a pune la îndemîna cititorului metode puternice de calcul. Ca urmare aceste probleme sînt folosite drept prilej pentru expunerea metodei aproximațiilor succesive și a metodei înlocuirii sistemului studiat printr-un sistem de ecuații cu diferențe finite.

Evident însă că intenția autorului de a simplifica la extrem expunerea are și o latură negativă, latură care se manifestă în special în problema stabilității soluțiilor ecuațiilor diferențiale neliniare (cap. IV.) cu privire la teoria lui. A. M. Liapunov. În această privință nu numai că rezultatele sînt expuse sumar și foarte necomplet, dar, după cum a arătat traducătorul în limba rusă, A. D. M î ș k i s, lucrarea conține și erori. În general însă capitolul IV este scris cu aceeași claritate și conciziune.

Ultimele trei capitole (V-VII) conțin dezvoltarea teoriei în cazul unor ecuații particulare. Sînt analizate unele ecuații neliniare de ordinul întîi (cap. V) ecuațiile diferențiale liniare de ordinul II (cap. VI) precum și ecuația lui Emden și Fowler (cap. VII). În aceste

capitole lucrarea depășește întrucîtva caracterul introductiv și tinde să prezinte o expunere concisă a principalelor rezultate obținute în aceste domenii pînă în prezent.

Acest lucru se remarcă în special în capitolul VII cu privire la ecuația lui Emden și Fowler pentru care după cum arată autorul se pot determina proprietățile generale ale soluției cu mare precizie. Autorul crede că, dacă s-ar răspîndi aceste cunoștințe, ecuația Emden și Fowler ar fi mult mai des folosită în problemele de fizică.

Lucrarea nu tratează problema soluțiilor periodice ale sistemelor de ecuații diferențiale, care ar fi necesitat o complicare a expunerii. O contribuție importantă în privința precizării unor idei și a îndreptării unor erori a fost adusă de traducător.

Autorul observă că în fizica modernă (și — putem adăuga — și în tehnica modernă) se face din ce în ce mai simțită necesitatea de a recurge la un aparat de calcul neliniar și mărturisește că la scrierea lucrării a avut intenția să arate că deși în cazul sistemelor neliniare nu mai este valabil principiul suprapunerii, totuși aceasta nu înseamnă că nu se pot obține — adeseori suficient de simplu — proprietăți generale ale soluțiilor. Grație expunerii vii și a conținutului interesant și bine ales lucrarea își atinge scopul.

M. V. Popov

H. S. TSIEN, *Engineering Cybernetics* (Cibernetica tehnică). New York, 1954, 290 pag.

După cum arată autorul în prefață, cibernetica tehnică reprezintă bazele teoretice ale automaticii, spre deosebire de disciplina servomecanismelor care constituie aparatul tehnic și practic al automaticii. În conformitate cu această definiție, cartea *Engineering Cybernetics* expune în cele 18 capitole ale sale, chestiunile teoretice fundamentale privind sistemele de comandă automate, atît liniare cît și neliniare.

Primul capitol este o parte introductivă care se preocupă de răspunsul sistemelor fizice liniare (cu coeficienți constanți și variabili) la diferite perturbații. Se ocupă apoi de sistemele neliniare și de problema liniarizării lor. Acest capitol nu intră în detalii, avînd deci o valoare de orientare în problemă.

Capitolul II este destinat transformării Laplace în care se expun chestiunile fundamentale respective, în vederea aplicațiilor în teoria sistemelor automate.

Următorul capitol tratează funcțiile de transfer; după definirea acesteia urmează o serie de exemple simple. În continuare se tratează modurile de reprezentare ale funcțiilor de transfer, precum și aflarea răspunsului sinusoidal și tranzitoriu al unui sistem fizic, avînd o funcție de transfer dată. În încheierea capitolului găsim un exemplu de funcție de transfer transcendentă, corespunzînd unui sistem fizic cu constante distribuite, descris prin ecuații cu derivate parțiale.

Capitolul IV tratează servomecanismele liniare cu o singură buclă de reacție.

După ce se stabilesc funcțiile de transfer ale acestor sisteme, se atacă sub o formă calitativă problema proiectării.

Se indică drept metodă de cercetare a stabilității criteriul Nyquist, apoi metoda locului rădăcinilor și utilizarea acestora în proiectare, se enunță în ce constă metoda lui Bode și se specifică cazul unor servomecanisme cu bucle multiple.

Deoarece acest capitol tratează în fond cazul general al servomecanismelor liniare cu comandă continuă, credem că ar fi trebuit dezvoltate mai mult părțile privind analiza sistemelor cu ajutorul reprezentărilor în diagrame polare și în diagrama Bode, precum și probleme de sinteză. Deși a fost specificată metoda locului rădăcinilor, nu se pomenește nimic despre metoda de sinteză a lui Guillemin, a localizării zerourilor și polurilor funcție

de transfer a sistemului în ciclu închis. De asemenea nu se evidențiază suficient rolul rețelelor corectoare în sistemele automate.

În capitolul V se tratează sistemele automate complexe, cu mai multe mărimi de intrare și ieșire. Tratarea este făcută în cazul cel mai general, ceea ce asigură o valoare deosebită a acestui capitol. Se introduce criteriul autonomiei comenzilor pentru proiectarea acestor sisteme, care se exemplifică apoi în cursul comenzii automate a unei mașini cu reacție. Valoarea acestui capitol este cu atît mai mare pentru noi cu cît el reprezintă rezultatul unor cercetări care au fost publicate numai sub forma unor rapoarte interne.

Capitolul VI tratează servomecanismele de curent alternativ și cele oscilante. Dacă tratarea primelor se face într-un mod succint, în schimb servomecanismele oscilante se tratează sub o formă generală, care nu a mai fost publicată încă decît sub forma unor studii interne. Se arată astfel cum unele sisteme neliniare pot fi liniarizate prin suprapunerea la intrare a unui semnal alternativ permanent.

Următorul capitol tratează sistemele cu contactor, în care comanda se face la anumite momente discrete de timp.

Tratarea este făcută în general, pe baza teoriei lui Shanon a „transformării Z", care permite extinderea noțiunilor bazate pe calculul operațional din sistemele cu comandă continuă, la aceste sisteme. Pe această bază se studiază stabilitatea cu ajutorul criteriului Nyquist, și se compară sistemele cu contactor cu cele continue.

Capitolul VIII tratează o problemă mai puțin întîlnită în literatură și anume sistemele liniare cu întîrzieri; în aceste sisteme se arată că în locul ecuațiilor diferențiale intervin ecuații cu diferențe finite. Tratarea se face pe baza unui exemplu, anume comanda arderii combustibilului la motoarele cu reacție.

În capitolul următor se studiază comportarea statistică a sistemelor automate liniare, supuse unor semnale de intrare funcții întîmplătoare și în absența sgomotului. Studiul este făcut într-un mod general și riguros. Pe baza rezultatelor obținute, se discută problema proiectării sistemelor automate supuse la semnale funcții întîmplătoare. Cu toată importanța deosebită a acestui capitol, credem că ar fi fost mai bine ca el să fi fost plasat înaintea capitolului XVI care se preocupă cu filtrarea sgomotului, problemă strîns legată de prima, deoarece pînă la acest capitol celelalte chestiuni tratate în lucrare nu au nici o legătură cu studiul statistic.

După ce în primele 9 capitole s-au studiat sistemele liniare sau liniarizabile, urmează o serie de capitole dedicate sistemelor neliniare. Astfel capitolul X, se preocupă de servomecanismele cu releu. Se studiază stabilitatea acestor sisteme pe baza metodelor noi dezvoltate în literatură (K o c h e n b u r g e r). După se ce arată că performanțele acestor servomecanisme sînt inferioare celor cu comandă continuă, se atacă problema ameliorării performanțelor. Pentru studiul acestor sisteme neliniare, se introduce metoda planului fazelor. Capitolul următor se preocupă de sistemele neliniare, scoțînd în evidență unele tipuri de fenomene neliniare întîlnite: neliniarități mici, demultiplicarea frecvenței, excitația asincronă și parametrică.

Socotim că pentru studiul sistemelor neliniare, s-a rezervat un spațiu neîndestulător, deoarece nu s-au considerat o serie de neliniarități esențiale din teoria servomecanismelor (saturarea, jocurile de angrenaje), nu s-a indicat metoda aproximării sinusoidale utilizată în studiul sistemelor neliniare și nici chiar metoda planului fazelor nu a fost suficient de dezvoltată. Este drept însă că în schimb apar cîteva capitole după acestea, care abordează o serie de probleme deosebit de interesante și generale, care nu pot fi găsite în nici o altă carte.

Astfel, în capitolele XII și XIII se studiază sistemele descrise prin ecuații diferențiale liniare cu coeficienți variabili. Se arată mai întîi că pentru studiul acestor sisteme nu mai pot fi folosite metodele utilizate în cercetarea sistemelor liniare cu coeficienți constanți ci

trebuie introduse metode cu totul noi. După ce în capitolul XII, problema se tratează considerîndu-se exemplul tirului unor proiectile rachetă, pentru care se atacă problema stabilității și a controlului în capitolul următor se introduce metoda generală a teoriei perturbațiilor în studiul acestor sisteme care este apoi ilustrată pe baza aceluiași exemplu. Se scoate în evidență faptul esențial că pentru proiectarea sistemelor cu coeficienți variabili, este necesar ca în specificări să se includă și condițiile de funcționare, adică felul semnalelor aplicate la intrare.

Capitolul XIV, care reprezintă o sinteză a unor materiale publicate numai sub formă de rapoarte interne, tratează problema proiectării sistemelor automate pe baza anumitor criterii globale de comportare. În condițiile în care se specifică semnalele de intrare, se dezvoltă pe baza acestor criterii, metode de proiectare.

Metodele astfel dezvoltate au avantajul generalității, fiind aplicabile atît sistemelor liniare, cît și celor neliniare, dacă se specifică în mod complet condițiile de lucru. Cu toată complexitatea introdusă, în cazul sistemelor liniare, față de metodele dezvoltate mai înainte metoda de proiectare pe baza unor criterii globale oferă avantajul asigurării unor condiții optime de funcționare. Tot în acest capitol se atacă și problema ameliorării performanțelor sistemelor prin introducerea anumitor elemente neliniare. Din păcate, această chestiune atît de nouă și importantă nu este suficient de dezvoltată, ceea ce se explică și prin aceea că mai sînt încă multe lucruri de studiat în această privință.

În capitolul următor se atacă problema foarte interesantă a optimizării performanțelor sistemelor automate, prin introducerea unor elemente continuu senzitive și măsurabile. În acest fel, în tot timpul funcționării, anumite elemente măsoară proprietățile sistemelor și ajustează parametrii respectivi spre a se asigura condițiile de funcționare optimă. În acest capitol se arată astfel avantajele care pot fi obținute prin combinarea servomecanismelor cu mașinile de calcul și cu anumite elemente traducătoare. Se face o analogie interesantă între aceste sisteme și funcțiunile ființelor vii.

Capitolul XVI studiază problema filtrării zgomotului. Se expune astfel teoria lui Wiener-Kolmogorov pentru obținerea funcției de transfer a filtrului optim, după care se dau unele aplicații referitoare la filtrele de prezicere, filtrele întîrzietoare și la sevromecanismele cu zgomot.

Ultimele două capitole ale lucrării sînt dedicate studiului sistemelor complexe. Astfel în capitolul XVII se studiază problema stabilității acestor sisteme. Se tratează sistemele ultrastabile, care-și mențin singure stabilitatea, atunci cînd se modifică condițiile exterioare și sistemele multistabile cu o combinare de sisteme ultrastabile, care au o probabilitate de stabilizare mare (adică un timp de stabilizare mic). În cadrul capitolului găsim analogii interesante între astfel de sisteme complexe și ființele vii. În ultimul capitol se tratează problema răspunsului sistemelor complexe la diferite erori, expunîndu-se anumite metode de cercetare bazate pe logica matematică care au fost publicate sub forma unor rapoarte interne.

Din expunerea materialului cuprins în lucrarea *Enginearing Cybernetics* rezultă că se tratează probleme fundamentale din teoria servomecanismelor. Cu toate lipsurile semnalate mai sus, care pot fi găsite în schimb în alte lucrări din acest domeniu, cartea prezentată este deosebit de valoroasă, mai întîi prin faptul că expune o teorie generală, atît a sistemelor liniare cît și a celor neliniare și apoi prin faptul că expune unele chestiuni deosebit de noi și interesante din domeniul teoriei servomecanismelor care nu pot fi găsite deloc sau cu multe dificultăți în alte lucrări. Astfel se tratează problema sistemelor cu mai multe mărimi de intrare și ieșire (cap. V), sistemele liniare cu întîrziere (cap. VIII), sistemele liniare cu coeficienți variabili (cap. XII, XIII), proiectarea sistemelor pe baza unor criterii de comportare globală (cap. XIV), optimizarea performanțelor sistemelor automate (cap. XV), studiul sistemelor

complexe (cap. XVII, XVIII). În afară de aceasta, se enunță o serie de idei noi și deosebit de interesante, cum ar fi combinarea mașinilor de calcul cu servomecanismele, pentru asigurarea unor performanțe optime și analogiile dintre funcțiunile ființelor vii si funcționarea sistemelor complexe, care constituie de alt fel una din ideile fundamentale ale ciberneticii. Pentru stăpînirea teoriei sistemelor automate, studiul materialului lucrării lui H. S. Tsien putem conchide că este de neînlocuit.

Gh. R. Ianculescu

I. SZABLYA, *The dynamic machine constant of rotating amplifiers* (Constanta de timp dinamică a amplificatoarelor). Acta Technica Hung., t. IX, 1954, nr. 3—4, p. 365—389.

Autorul își propune să demonstreze, că „amplificarea dinamică" introdusă de Valentine*)

$$D = \frac{A}{T} \quad [\text{sec}^{-1}], \tag{1}$$

nu poate să dea totdeauna o imagine justă a calității mașinilor amplificatoare. Se propune o altă cifră de calitate denumită constantă de amplificare dinamică și definită pentru amplidine de relația

$$C_D = \frac{A}{T_B T_k} \quad [\text{sec}^{-3}], \tag{2}$$

unde

$$A = \frac{P_F}{P_B} - \text{amplificare},$$

P_F — puterea debitată în circuitul final,
P_B — puterea introdusă în circuitul de intrare,
T_B — constanta de timp a circuitului de intrare,
T_k — constanta de timp a circuitului de comandă (la amplidine în cvadratură).

În cazul mașinilor cu o simplă serie de perii (rototrol, mașini compound) constanta se scrie

$$C_D = \frac{A_N}{T_N^2} \quad [\text{sec}^{-2}], \tag{3}$$

unde

A_N — amplificarea nominală,
T_N — constanta de timp nominală.

Constantele de timp zise „rezultante" utilizate aici se definesc după relația

$$T_r = \frac{1}{f(\infty) - f(0)} \int_0^\infty [f(\infty) - f(0)]\, dt. \tag{4}$$

care se calculează direct din transformata Laplace $F(p)$ a funcției de timp $f(t)$ a mașinii caracteristice care se urmărește, cu ajutorul formulei

$$T_r = \left\{ \frac{1}{p} [1 - F(p)] \right\}_{p=0} \tag{5}$$

*) Valentine, *Les dynamos amplificatrices. L'amplidine.* Bull. Soc. franç. électriciens, 1948, nr. 6, p. 304.

În cazul mașinilor amplificatoare funcția operatorică apare în general sub forma

$$F(p) = \frac{(pa_1 + 1)(pa_2 + 1) \ldots (pa_m + 1)}{(pT_1 + 1)(pT_2 + 1) \ldots (pT_n + 1)}, \tag{6}$$

iar constanta de timp „rezultantă" este:

$$T_r = T_1 + T_2 + \ldots + T_n - a_1 - a_2 \ldots - a_m. \tag{7}$$

Să ne fie permis a adăuga unele observații critice.

Autorul reușește să demonstreze că nu numai suma constantelor de timp dar și ordinea lor este importantă pentru calitatea reglării. Cum raportul (1) nu este constant în amplidine el nu este potrivit pentru a exprima calitatea lor, ceea ce se poate aștepta mai mult de la expresiile (2) și (3). Dar acestea au dezavantajul că nu sînt atît de generale ca (1) variind cu tipul mașinii amplificatoare. În afară de aceasta ar fi preferabil ca așa-numita „constantă" de amplificare să fie o cifră fără dimensiuni, sau măcar cu o singură dimensiune, nu cu dimensiune variabilă ca în (2) și (3).

În sfîrșit, este regretabil că autorul nu precizează sursa expresiei (4) despre care există în literatura de specialitate recentă o discuție vehementă de prioritate, asupra căreia vom reveni cu altă ocazie. Este într-adevăr de mare importanță că această expresie permite prin formulele (5) și (6) să se calculeze constanta de timp a lanțurilor de circuite fără a rezolva ecuația diferențială. Și formula (7) a fost descoperită de curînd de un autor, ea fiind în realitate cunoscută din 1938.

În concluzie constanta de timp „rezultantă" este singura la care se poate apela în cazul circuitelor de reglare, dar cifra de calitate ar trebui să nu aibă dimensiune spre a fi cu adevărat o „constantă" sau un factor.

A. Avramescu
membru corespondent al Academiei R.P.R.

R. TUSCHÁK, *Transient phenomena in the solid rotors of synchronous machines* (Fenomene tranzitorii în rotorul solid al mașinilor sincrone). Acta Technica Hung., t. IX, 1954, nr. 5—6, p. 457—484.

Extinzînd cercetările fenomenelor tranzitorii în miezuri masive de secțiune circulară sau pătrată, autorul calculează efectele rotorului solid asupra comportării mașinii sincrone la scurtcircuite. Utilizînd vectorul Park și transformația Laplace se stabilește tensiunea operațională pe fază în funcție de fluxul total. Distribuția curenților turbionari în rotorul solid considerat cilindru infinit de permeabilitatea constantă cu o pătură de curent superficială repartizată sinusoidal, se calculează din ecuațiile lui Maxwell scrise în sistem Giorgi și pentru regim cvasistaționar. Soluțiile transformației Laplace a ecuației cîmpului electric axial sînt funcții Bessel de speța întîi, constanta de integrare stabilindu-se din cîmpul magnetic la o rază aleasă arbitrar. Se deduc astfel soluțiile operaționale ale cîmpului electric și ale componentelor cîmpului magnetic în rotorul masiv, acestea din urmă fiind exprimate în funcție de curentul de excitație periferic. Concomitent se obțin fluxul ce intră în rotor, curentul și fluxul din stator, iar din acestea impedanțele rotorului solid. În stare staționară rezultă impedanța de scurtcircuit și impedanța de secvență inversă a rotorului, permeabilitatea fierului fiind considerată constantă. Rezultate mai reale se pot obține introducînd variația permeabilității după Dreyfuss.

În Uniunea Sovietică, L. R. Neiman a reușit să deducă o soluție similară pentru cazul unidimensional (diametru mare).

Din soluţiile deduse se poatecalculacurentul statoric tranzitoriu la aplicarea unei tensiuni la borne, dacă se neglijează rezistenţa statorului. Primul termen al expresiei obţinută prin teorema dezvoltării a lui Heaviside este curentul alternativ staţionar, al doilea componenta de curent continuu (constantă deoarece s-a neglijat rezistenţa statorului) concomitent cu reactanţa subtranzitorie, iar al treilea diferenţa între curentul alternativ de scurtcircuit iniţial şi staţionar.

Reactanţa subtranzitorie este egală cu reactanţa maşinii calate la aceeaşi saturaţie, similar ca în cazul unei înfăşurări de amortizare. Impedanţa totală se compune din cea a statorului şi a rotorului. Ţinînd seama numai de reactanţa rotorului care depinde de aceeaşi factori ca şi rezistenţa, la scurtcircuit amperspirele pe circumferinţă crescînd considerabil, premeabilitatea şi deci impedanţa rotorului apare mai mică decît cu rotorul calat şi curenţi mici. Condiţiile în regim de saturaţie a rotorului se obţin mai degrabă din comparaţia cu rezistenţa inversă măsurată.

Termenul al treilea al curentului fiind o sumă infinită de exponenţiale conţine infinite constante de timp, şi numai prin aproximaţie se poate considera avînd o singură constantă de timp. Deci constanta de timp a curentului tranzitoriu este o medie care corespunde tuturor oscilaţiilor amortizate. De aceea determinarea practică a constantei de timp subtranzitorie şi tranzitorie nu se face cu suficientă obiectivitate.

Dacă rotorul se consideră de grosime infinită problema cîmpurilor devine unidimensională şi relaţiile se simplifică. Impedanţa subtransientă rezultă aceeaşi, din cauză că la frecvenţa sincronă curenţii turbionari se află numai la suprafaţa rotorului. — Curentul statoric poate fi inversat dacă se consideră primele momente ale scurtcircuitului, rezultînd o expresie în care intră funcţia erorilor şi funcţia lui Fresnel.

Cercetarea reprezintă o contribuţie preţioasă la problema calculului fenomenelor tranzitorii ale maşinii sincrone, atît de importante pentru lămurirea comportării la scurtcircuite. Aproximaţiile ce se fac la considerarea unei premeabilităţi constante, a unei pături superficiale de curent pe rotor, a unei grosimi mari ale rotorului, a fazei iniţiale a scurtcircuitului, a unei rezistenţe nule, în stator etc., arată limitele de care autorul nu a trecut deocamdată şi care pot să însemne cercetări de viitor. Une e, ca o metodă de calcul analitică pentru influenţa coexistenţei înfăşurării de excitaţie şi a rotorului solid, sau calculul impedanţelor staţionare a unui rotor cu crestături ţinînd seama şi de saturaţie, se vor trata de autor în lucrări ulterioare.

Ceea ce caracterizează lucrarea este pe de o parte stăpînirea fenomenelor fizice, pe de altă parte aplicarea metodelor celor mai avansate la calculul fenomenelor în maşini electrice. Vectorul Park, calculul complex, transformaţia lui Laplace se utilizează conştient şi abil, la fiecare pas al calculului făcîndu-se consideraţii fizice asupra relaţiilor dobîndite sau a unor noi premise de calcul. Acest lucru este uşurat considerabil de faptul că se aplică transformata Laplace sub forma Carson-Wagner, ceea ce permite între altele aplicarea directă a legii circuitului magnetic la imagini.

Autorul reuşeşte astfel să deducă cu ajutorul teoremei reziduurilor cîteva soluţii remarcabile, cari contribuie la lămurirea calitativă a fenomenelor tranzitorii în maşina sincronă. Pe baza lucrărilor actuale în acest domeniu se pot ataca teoretic şi probleme mai complicate, dar mai apropiate de realitate în studiul greu al acestui tip de maşină, atît de important pentru electrificări şi economia electro-energetică.

A. Avramescu
membru corespondent al Academiei R.P.R.

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ AL ACADEMIEI R.P.R.

ASUPRA UNOR MODIFICĂRI ADUSE INSTALAȚIEI DE RIDICAT DIAGRAMA INDICATĂ RFT-ZWÖNITZ *)

Industria din R. D.G. livrează instalația RFT-Zwönitz pentru ridicat diagrama indicată de pe mașini cu piston. Instalația este alcătuită din următoarele piese:

— osciloscop cu un spot tip 1KO - 712;

— amplificator de curent continuu tip GV-842;

— aparat de transformat mișcarea de rotație a motorului în impulsuri electrice tip KU - 856;

— echipament fotografic;

— captatoare de presiune pentru domeniile de presiuni 1—10 kgf/cm² și 1—150 kgf/cm².

Instalația are o serie de deficiențe remarcate în timpul utilizării sale în laboratorul de mașini termice:

— osciloscopul fotocatodic nu se folosește în totalitatea sa, deoarece în momentul branșării sale în instalație se scot din funcție cele două amplificatoare ale aparatului;

— amplificatorul de curent continuu nu poate fi utilizat și la un oscilograf cu bucle;

— finețea spotului la osciloscop și claritatea imaginii este funcție de menținerea riguros constantă a tensiunii rețelei; tensiunea în rețea variază și aparatele nu au o instalație de corectere a acestor variații;

— aparatul mecanic de transformat rotația motorului în impulsuri electrice este sensibil;

— instalația fotografică este cu plăci și cu un obiectiv avînd cîmpul de diafragme între 3,5÷22 și timpii de expunere *T*, *B*, 1/25, 1/50, și 1/100. Rezultă următoarele deficiențe:

se fotografiază pe un material sensibil în repaus și prin urmare nu se poate fotografia decît un ciclu;

sistemul de casete de plăci este greu de mînuit;

plăcile fotografice costă mai scump, se găsesc, se manipulează și se stochează mai greu;

numărul redus de timpi de expunere, face ca să nu se poată alege timpul cel mai potrivit pentru fotografierea unui ciclu; sîntem în general obligați să fotografiem un multiplu de cicluri.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 25 februarie 1957.

Observîndu-se toate aceste deficienţe s-au adus următoarele modificări instalaţiei de ridicat diagrame indicate RFT - Zwönitz.

Între aparate şi reţea s-a montat un autotransformator prin care se menţine riguros constantă tensiunea reţelei la 110 V. Tensiunea este controlată cu un voltmetru de precizie. În perioadele în care, deşi nu se ridică diagrame, aparatele sînt lăsate să funcţioneze pentru a fi încălzite, se reduce puţin tensiunea pentru a cruţa tuburile electronice.

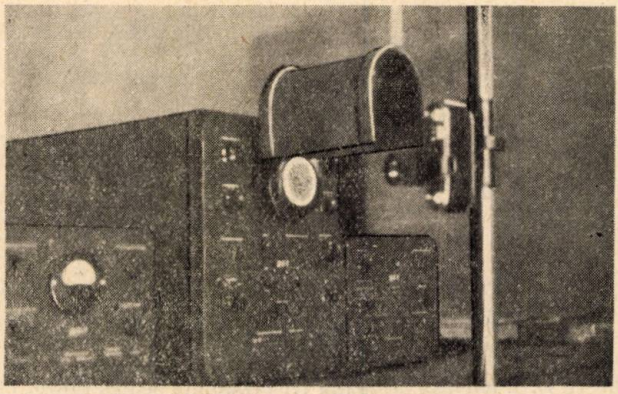
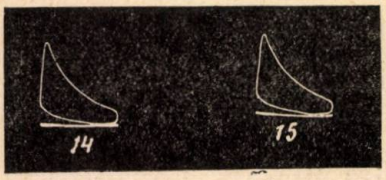


Fig. 1

Aparatul mecanic de transformat rotaţia motorului în impulsuri electrice a fost montat pe un suport lipsit de vibraţii, separat de fundaţia motorului.

Între axul aparatului şi axul motorului s-a prevăzut un cuplaj elastic (cu variaţii foarte mici unghiulare) cu posibilitate de decuplare pentru cazurile în care nu se foloseşte aparatul de ridicat diagrama indicată şi motorul totuşi funcţionează.

Sistemul de fotografiere cu plăci s-a înlocuit cu fotografiere pe film de 36 mm. În acest scop s-a utilizat un aparat Contax cu un obiectiv Biotar 1 : 2 distanţă focală $f = 58$ mm şi două inele intermediare care permite fotografierea de la 30 cm. Aparatul este montat pe un braţ pe care poate culisa (fig. 1). O apărătoare semicirculară, culisantă şi ea, permite izolarea parţială a imaginii fotografiate de lumina exterioară.



a) b)

Fig. 2

Încercările au fost făcute pe un motor de 900 rot/min. folosindu-se timpul de expunere de 1/5 ceea ce duce la fotografierea unui ciclu şi jumătate. S-au încercat trei tipuri de filme cu sensibilităţi diferite :

Dokumentenfilm cu sensibilitate mică.
Isokrom *F* cu sensibilitate normală.
Zeitlupenfilm cu sensibilitate mare.

Încercările s-au făcut cu apărătoare şi fără apărătoare, cu iluminarea normală a spotului şi cu iluminare suplimentară a spotului oscilografului.

În aprecierea imaginilor s-au folosit următoarele criterii :

— s-a considerat imaginea ca reuşită (notată cu *da*) cînd se văd toate liniile diagrame :

— s-au considerat liniile groase cînd vîrful diagramei de pompaj este unit cu evoluția de scăpare bruscă;

— s-a considerat imaginea normală cînd vîrful diagramei de pompaj este separat de evoluția de scăpare bruscă;

— s-a considerat imaginea fină dacă în diagrama de pompaj se văd liniile ce o alcătuiesc, distincte (fig. 2)

— s-a considerat imaginea nereușită (și s-a notat cu *nu*), cînd parte din evoluții nu se văd (de obicei cea de ardere).

Rezultatele încercărilor sînt concretizate în tabloul nr. 1.

Avantajele utilizării aparatului fotografic Contax stau înainte de toate în posibilitatea de a face într-un minimum de timp mai multe fotografii pe un material sensibil variat, ieftin ușor de manipulat și de stocat.

Din experiența căpătată rezultă necesitatea de a fotografia de mai multe ori aceeași imagine deoarece de la ciclu la ciclu se înregistrează variații ale suprafeței diagramei indicate care, pentru dozajul normal sînt reduse dar pentru dozaje bogate reprezintă diferențe mari (fig. 3 și 4). Pentru a elimina erorile de planimetrare este util să se planimetreze fiecare diagramă de cel puțin 3 ori făcîndu-se media valorilor astfel obținute. Pentru a ușura planimetrarea ulterioară a diagramei (care se face prin mărirea negativului de pe filmul de 36 mm) este util să se lipească pe ecranele tubului fotocatodic o hîrtie milimetrică și să se mențină lățimea diagramei tot timpul constantă (spre exemplu 30 mm cînd se aplică și iluminare suplimentară). Imaginile obținute pot fi mărite la orice dimensiune dînd diagrame frumoase (fig. 5).

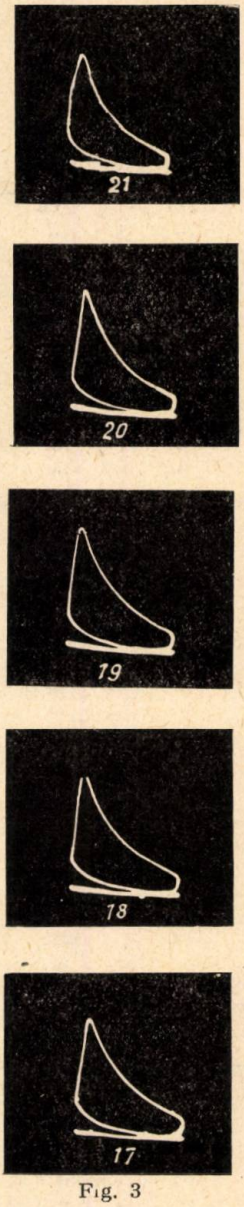


Fig. 3

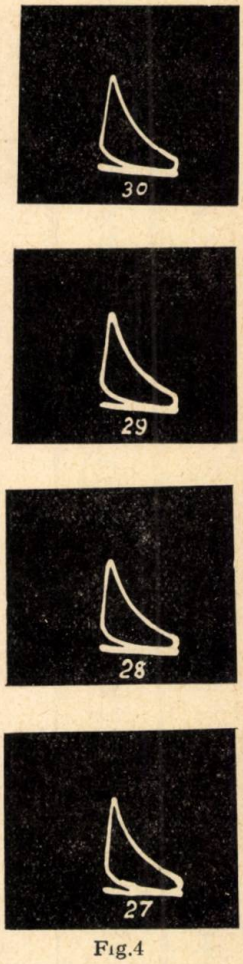


Fig.4

Tabloul nr. 1

Film	Nr. imaginii	Diafragmă	Timp de expunere s	Iluminare suplimentară	Apărătoare	Observaţii asupra imaginii
Isochrom F.	1	2	1/5	fără	cu	da gros
	2	2,8	,,	,,	,,	da normal
	3	4	,,	,,	,,	da fin
	4	5,6	,,	,,	,,	da fin
	5	8	,,	,,	,,	da slab
	6	11	,,	,,	,,	nu slab
	7	16	,,	,,	,,	nu parţial
	8	22	,,	,,	,,	nu deloc
	9	2	1/5	cu	cu	da gros
	10	2,8	,,	,,	,,	da gros
	11	4	,,	,,	,,	da normal
	12	5,6	,,	,,	,,	da normal
	13	8	,,	,,	,,	da normal
	14	11	,,	,,	,,	da fin
	15	16	,,	,,	,,	da fin
	16	22	,,	,,	,,	nu parţial
	17	2	1/5	fără	cu	da normal
	18	2	,,	,,	,,	da normal
	19	2	,,	,,	,,	da normal
	20	2	,,	,,	,,	da normal
	21	2	,,	,,	,,	da normal
	22	2	1/5	fără	cu	da slab normal
	23	2	,,	,,	fă ă	da slab normal
	24	2	,,	cu	,,	da normal
	25	2	,,	,,	,,	da normal
	26	2	,,	,,	cu	da normal
	27	2	1/5	cu	cu	da normal
	28	2	,,	,,	,,	da normal
	29	2	,,	,,	,,	da normal
	30	2	,,	,,	,,	da normal
Dokumentenfilm	31	2	1/5	fără	cu	da normal palid
	32	2,8	,,	,,	,,	da fin palid
	33	4	,,	,,	,,	nu fin parţial
	34	2	1/5	cu	cu	da gros
	35	2,8	,,	,,	,,	da normal
	36	4	,,	,,	,,	da fin
	37	2	1/5	cu	fără	da gros
Zeitlupenfilm	38	2	1/5	fără	cu	da gros
	39	2,8	,,	,,	,,	da normal
	40	4	,,	,,	,,	da normal
	41	5,6	,,	,,	,,	da fin
	42	8	,,	,,	,,	da fin
	43	11	,,	,,	,,	da fin
	44	2	1/5	cu	cu	da gros
	45	2,8	,,	,,	,,	da gros
	46	4	,,	,,	,,	da normal
	47	5,6	,,	,,	,,	da fin
	48	8	,,	,,	,,	da fin
	49	11	,,	,,	,,	da fin
	50	2	1/5	cu	fără	da gros
	51	2,8	,,	,,	,,	da normal
	52	4	,,	,,	,,	da fin
	53	5,6	,,	,,	,,	nu

Din cele prezentate rezultă posibilitatea fotografierii avantajoase a imaginilor oscilografice pe film de 36 mm.

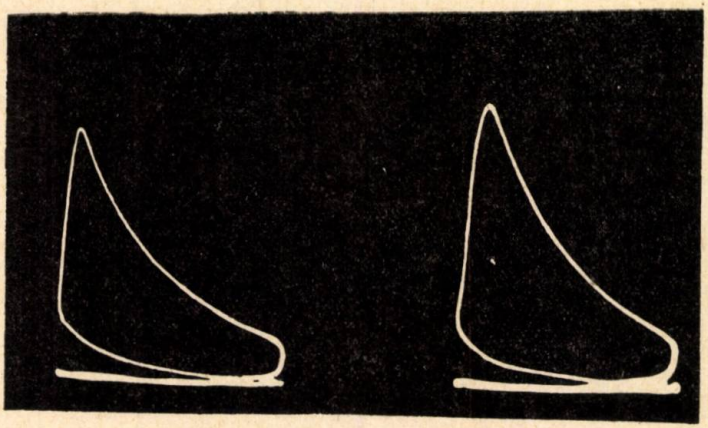


Fig. 5

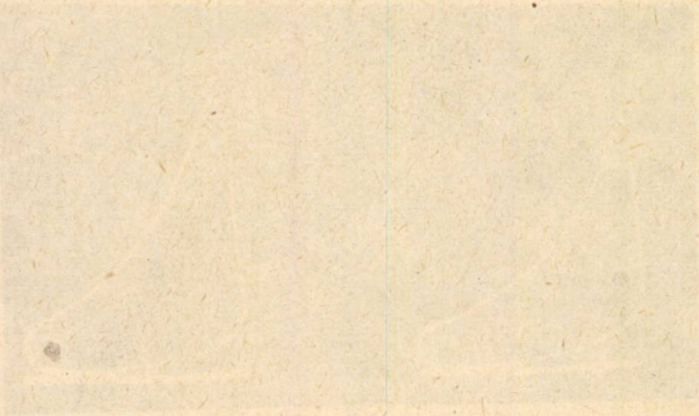
Pentru filmele încercate şi pentru motorul de 900 rot/min rezultă că este bine să se folosească apărătoarea de lumină şi diafragmele pentru o expunere de 1/5s, trecute în tabloul nr. 2.

Tabloul nr. 2

Film	Iluminare suplimentară	Diafragma obiect.vului
Dokumentenfilm	fără	2,8
	cu	4
Isochrom F	fără	4— 5,6
	cu	8—11
Zeitlupenfilm	fără	5,6—8
	cu	8—11

Din datele tabloului rezultă că iluminarea suplimentară aduce o creştere a luminozităţii imaginii cu 100%.

A. C. Vasilescu



AL 7-LEA CONGRES AL ASOCIAȚIEI DE ELECTROTEHNICĂ WEIMAR, 3—7 IUNIE 1957

Între 3 și 7 iunie 1957, a avut loc la Weimar, al 7-lea Congres al Asociației de Electrotehnică (Fachverban desElektrotechnik) a Camerei Tehnice (Kamer der Technik) din R.D.G. — cu participare internațională.

Congresul a înfățișat la această sesiune, care este a 7-a de la înființarea Asociației (fost V.D.E.) într-un număr de 100 referate de specialitate, grupate pe cele două ramuri ale electrotehnicii: tehnica curenților tari și tehnica curenților slabi, progresul științific și tehnic atins în domeniul electrotehnic, în ultimii ani în R.D.G. și celelalte țări.

Astfel s-au prezentat sesiunii, de către cei mai buni specialiști, referate din următoarele domenii:

I. *Tehnica curenților tari*
1. Producerea și distribuția energiei;
2. Mașini electrice, transformatoare, redresori;
3. Acționări electrice;
4. Cabluri și linii, rețele;
5. Automatică și telemecanică;
6. Electrocăldură;
7. Electroeroziunea și prelucrarea materialelor.

II. *Tehnica curenților slabi*
1. Televiziune și oscilografie;
2. Înalta frecvență;
3. Tehnica tuburilor electronice;
4. Piese detașate;
5. Tehnica comunicațiilor cu fir;
6. Teoria informației.

D n partea țării noastre a fost invitat, în mod oficial la Congres, în calitate de referent, tov. prof. Matei Marinescu, membru corespondent al Academiei R.P.R. care a prezentat un referat de sinteză a lucrărilor sale asupra *mașinilor electrice parametrice* și pe care ne propunem a-l publica într-un număr viitor al revistei noastre.

Könyvtár

ÎNTREPRINDEREA
POLIGRAFICĂ nr. 8
BUCUREȘTI

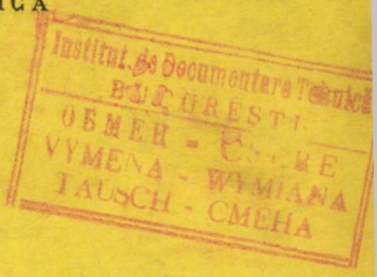
c. 1829

Lei 5.—

F 923

KAT

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ



STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

3

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

MŰSZAKI KÖNYVTÁR-ORSZÁGOS 1883

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

3

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU — *redactor responsabil*; ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R. P. R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU.

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VII, nr. 3 1957

SUMAR

Pag.

C. APETREI, Realizări în domeniul energeticii din U.R.S.S. 331
E. RAMMLER, Despre utilizarea raţională a lignitilor inferiori 341

ENERGETICĂ GENERALĂ

MIRCEA PODANI, Indicii calitativi ai resurselor hidroenergetice potenţiale de pe teritoriul R.P.R. 353
MARCEL BIENER şi ION IORDACHE, Contribuţii la studiul consumului specific de energie în cazul unei producţii cvasiomogene 379

TERMOENERGETICĂ

C. I. STAICU, Analiza dimensională. Studiul radiaţiei termice. 389
D. BUIMOVICI şi D. BÎCLEŞANU, Măcinabilitatea cărbunilor din R.P.R. I. Metoda morii cu bile 411

COMBUSTIBILI SOLIZI

I. BLUM, AL. BĂDĂRĂU, I. EPURE şi B. BERCOVICI, Studiu asupra posibilităţilor de reducere a conţinutului de steril din lignit, prin spălare cu lichide grele. II. Încercări de descenuşare a cărbunilor de Rovinari 423

ELECTROENERGETICA

N. VASILESCU KARPEN, Fenomenele din firul indus al unui dinam . . . 443
F. MANEA, Repartiţia optimă a puterilor active şi reactive între centralele electrice 447
C. V. BĂLĂ, Compensatorul de rezistenţă. Consideraţii teoretice şi criterii de proiectare 463
M. MARINESCU şi M. POPOV, Probleme speciale în legătură cu forma de undă optimă a fluxului în maşinile cu inductanţă variabilă 479
A. MORARU, AL. FRANSUA şi GH. PRICOP, Consideraţii teoretice şi experimentale asupra redresorului mecanic construit cu materiale feromagnetice inferioare 493
FLORIN STĂNGIULESCU, Determinarea formei de undă a unui generator de impuls pentru sarcini rezistive neliniare 515
M. CEHAN-RACOVIŢĂ, Reacţia negativă la wattmetrele electronice în punte. Nota II 533
DISCUŢII 553
DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ 555
RECENZII 557
REFERATE 561

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VII, n° 3 1957

SOMMAIRE

Page

C. APETREI, Les réalisations dans le domaine de l'Énergétique en U.R.S.S. 331
E. RAMMLER, Sur l'emploi rationnel des lignites inférieurs 341

ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE

MIRCEA PODANI, Indices qualitatifs des ressources hydro-énergétiques potentielles de la République Populaire Roumaine 353
MARCEL BIENER et ION IORDACHE, Contribution à l'étude de la consommation spécifique d'énergie dans le cas d'une production quasi-homogène . 379

THERMOÉNERGÉTIQUE

C. I. STAICU, Analyse dimensionnelle. Étude de la radiation thermique . . . 389
D. BUIMOVICI et D. BÎCLEŞANU, Capacité de broyage des charbons de la République Populaire Roumaine. I. La méthode à billes 411

COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM, AL. BĂDĂRĂU, I. EPURE et B. BERCOVICI, Étude sur les possibilités de réduire la teneur en stérile des lignites, par lavage avec des liquides lourds. II. Essais d'épuration du charbon de Rovinari 423

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE

N. VASILESCU KARPEN, Les phénomènes dans le fil induit d'une dynamo . 443
F. MANEA, Répartition optimum des puissances actives et réactives entre les centrales électriques 447
C. V. BĂLĂ, Le compensateur de résistance. Considérations théoriques et critères pour établir un projet 463
M. MARINESCU et M. POPOV, Problèmes spéciaux au sujet de la forme d'onde optimum du flux dans les machines à inductance sinusoïdale . . 479
A. MORARU, AL. FRANSUA et GH. PRICOP, Considérations théoriques et expérimentales sur le redresseur mécanique construit avec un matériel ferromagnétique inférieur 493
FL. STĂNCIULESCU, Détermination de la forme d'onde d'un générateur d'impulsion pour charges résistives non linéaire 515
M. CEHAN-RACOVIŢA, Réaction négative appliquée aux wattmètres électroniques en pont. Note II. 533
DISCUSSIONS 553
L'ACTIVITÉ DE L'INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE 555
COMPTES RENDUS 557
RAPPORTS 561

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VII, № 3 1957

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

К. АПЕТРЕЙ, Достижения в области энергетики в СССР 331
Е. РАМЛЕР, О рациональном использовании низших лигнитов . . 341

ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА

М. ПОДАНИ, Количественный показатель потенциальных гидроэнергетических ресурсов на территории Румынской Народной Республики 353
М. БИНЕР и И. ИОРДАКЕ, К вопросу об удельном потреблении энергии при квазиоднородном производстве 379

ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА

К. И. СТАЙКУ, Размерный анализ. Исследование теплого излучения. 389
Д. БУИМОВИЧ и Д. БЫКЛЕШАНУ, Размельчаемость угля Румынской Народной Республики. I. Средний метод с шарами 411

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

И. БЛЮМ, А. БЭДЭРЭУ, И. ЕПУРЕ и Б. БЕРКОВИЧ, Исследование возможности снижения содержания пустой породы в лигнитах промывкой тяжелыми жидкостями. II. Опыты обеззоливания угля из Ровинари 423

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Н. ВАСИЛЕСКУ КАРПЕН, Явления в индуктированном проводе динамомашины 443
Ф. МАНЯ, Оптимальное распределение активных и реактивных мощностей между электрическими станциями 447
К. В. БЭЛЭ, Компенсатор сопротивления. Теоретические соображения и критерии проектирования 463
М. МАРИНЕСКУ и М. ПОПОВ, Проблемы в связи с оптимальной формой волны потока в машинах с синусоидальной индуктивностью. 479
А. МОРАРУ, А. ФРАНСУА и Г. ПРИКОП, О механическом выпрямителе из ферромагнитных материалов низшего качества . . 493
Ф. СТЭНЧУЛЕСКУ, Определение формы волны генератора импульсов для нелинейных нагрузок 515
М. ЧЕХАН-РАКОВИЦЭ, Отрицательная обратная связь в мостиковых электронных ваттметрах, Сообщение II. 533
ДИСКУССИИ 553
В ИНСТИТУТЕ ЭНЕРГЕТИКИ АКАДЕМИИ РНР 555
РЕЦЕНЗИИ 557
РЕФЕРАТЫ 561

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

REALIZĂRI ÎN DOMENIUL ENERGETICII DIN U.R.S.S.

DE

C. APETREI

1. În anul 1913, în Rusia țaristă, în domeniul energeticii ca și în alte domenii ale economiei domnea starea de înapoiere și primitivism, sistemul energetic era slab dezvoltat, iar exploatarea sa se făcea în condiții cu totul nesatisfăcătoare.

În țara cu cele mai bogate resurse energetice erau instalați în total circa 1 mil. kW în cadrul unor centrale electrice cu puteri de ordinul sutelor sau miilor de kW, cu o producție de energie de circa 2 miliarde kWh; în centralele termoelectrice de atunci consumul specific de combustibil se ridica la 1000 g (combustibil convențional) pe kWh energie electrică produsă.

După Revoluția din Octombrie o condiție primordială a dezvoltării întregii economii a tînărului stat socialist o constituia crearea și dezvoltarea bazei energetice a țării.

V. I. Lenin a arărat în lucrările sale, în repetate rînduri, importanța pe care o prezintă electrificarea în dezvoltarea economică și transformarea socialistă a țării; „O mare industrie corespunzătoare nivelului tehnicii moderne și capabilă să reorganizeze agricultura înseamnă electrificarea întregii țări", sublinia V. I. Lenin în Tezele raportului asupra tacticii partidului comunist din Rusia prezentat Congresului al III-lea al Internaționalei Comuniste *).

Planul GOELRO inițiat în anul 1921 și pus în practică cu succes pînă în anul 1928 reușește să asigure statului socialist nou creat, o cantitate de energie electrică sporită cu mai mult de cinci ori față de energia electrică produsă în anul 1913.

Dezvoltarea bazei energetice a U.R.S.S. a fost o preocupare permanentă a Partidului și Guvernului Sovietic; în anii următori îndeplinirii

*) *Opere*, vol. 32 p. 465.

sarcinilor prevăzute în GOELRO, electrificarea țării a continuat să se ducă într-un ritm intens în cadrul planurilor cincinale de dezvoltare generală a economiei.

Materialele și directivele Congresului al XX-lea al P.C.U.S. subliniază în mod deosebit importanța dezvoltării bazei energetice a U.R.S.S. și fixează creșterea producției de energie electrică în cadrul celui de-al 6-lea plan cincinal în proporție de 88 % și o creștere a producției industriale pe aceeași perioadă de 65 %; în anul 1960 producția de energie electrică trebuie să se cifreze la 320 miliarde de kWh — de 160 ori mai mare ca în anul 1913 — cu o putere instalată de 75 milioane kW.

Dezvoltarea energeticei într-un asemenea ritm și în asemenea proporții a ridicat spre rezolvare numeroase probleme de politică energetică, a necesitat cercetarea a numeroase probleme de natură tehnică și științifică.

2. U.R.S.S. este una din cele mai bogate țări din lume în privința resurselor energetice; în tabloul nr. 1*) sînt date cele mai importante resurse energetice, rezervele apreciate, procentajul față de rezervele mondiale precum și regiunile în care se observă o mai mare concentrare a lor.

Tabloul nr. 1

Natura rezervelor energetice	Rezerve apreciate	Procentaj din rezervele mondiale	Regiune de concentrare
Cărbuni	1650 mrd. t	20 %	Donețk, Karaganda, Kuznetsk, Irkutsk etc.
— huile	1450 mrd. t	—	
— cărbune brun	200 mrd. t	—	Moscova, Lena etc.
Turbă	145 mrd. t	50 %	Leningrad, Moscova, Kaliningrad, Iaroslav, Ivanovo, Gorki etc.
Petrol	1400 mil. t	6 %	Caucaz (Baku, Tibilisi etc.) Ucraina (Kiev etc.)
Gaze	985 mrd. Nm^3	—	Caucaz, Kiev, Saratov, Cuibîșev, Moscova etc.
— gaze de sondă	712 mrd. Nm^3	—	
— gaze naturale	183 mrd. Nm^3	—	
Rezerve hidraulice	280 mil. kW	12 %	circa 1/10 în partea europeană și circa 9/10 în partea asiatică a U.R.S.S.

Datele indicate în tabloul nr. 1 arată că U.R.S.S. este una din cele mai bogate țări din lume în privința rezervelor hidraulice, de cărbuni

*) Datele pot avea doar un caracter indicativ bazate pe unele aprecieri făcute în comunicarea sovietică la Congresul internațional geologic ținut în anul 1937 la Moscova.

și de turbă, posedînd cantități importante de gaze și petrol; se poate observa de asemenea distribuirea resurselor energetice pe aproape întreg teritoriul U.R.S.S., fapt care dă posibilitatea dezvoltării unor sisteme energetice puternice pe întreg cuprinsul țării.

Analizînd politica de utilizare a resurselor energetice în U.R.S.S. se pot observa cîteva trăsături caracteristice ce merită a fi subliniate:

— Tendința utilizării pe scară largă a cărbunilor inferiori în scopuri energetice și eliberarea cărbunilor superiori pentru utilizări tehnologice sau transport; astfel, în anul 1913 pentru producerea energiei electrice se utiliza aproape cu exclusivitate cărbunele superior din Donbass și petrolul din Adzerbaidjan (în proporție de circa 40 % respectiv 60%); în anul 1939 pentru circa 50% din energia produsă se utiliza petrolul și cărbunele din Donbass iar pentru rest cărbunele brun și turbă; se poate observa deci că în anul 1913 pe lîngă o utilizare nerațională a combustibililor apărea și problema transportului lor la mari distanțe.

— Dezvoltarea sistemelor energetice regionale sau republicane în primul rînd pe baza resurselor energetice locale; de exemplu sistemele energetice din Caucaz sînt dezvoltate în principal pe baza petrolului și a resurselor hidroenergetice, cele din Ucraina se vor dezvolta prin utilizarea cu precădere a gazelor naturale și a resurselor hidraulice etc.

— Utilizarea intensivă a resurselor hidraulice; de exemplu dezvoltarea bazei energetice a părții asiatice a U.R.S.S. se va face îndeosebi prin utilizarea resurselor hidroenergetice; în acest mod în al 6-lea plan cincinal în timp ce creșterea totală a energiei electrice se cifrează la 88%, creșterea energiei electrice obținută pe baza resurselor hidroenergetice se va ridica la 155 %.

— Dezvoltarea bazei energetice prin construirea centralelor atomoelectrice în regiunile sărace în resurse energetice, sau în cazul cînd utilizarea combustibililor inferiori existenți devine oneroasă; în cel de-al 6-lea plan cincinal în U.R.S.S. urmează a se construi centrale atomoelectrice cu o putere totală instalată de 2—2,5 mil. kW.

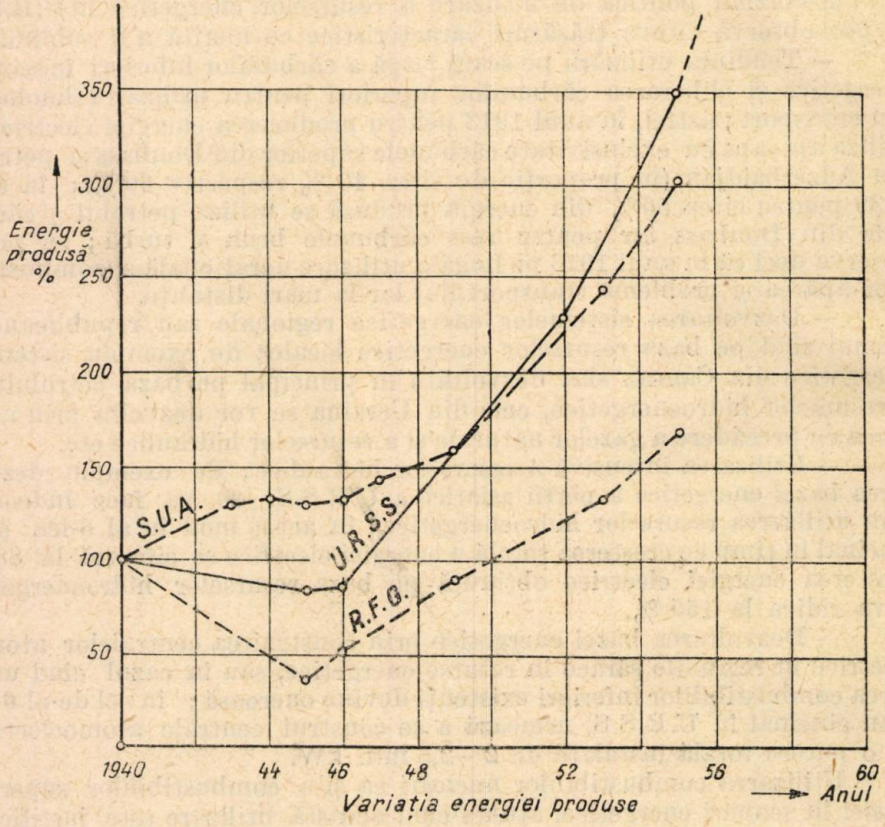
Utilizarea combustibililor nucleari ca și a combustibililor superiori clasici în scopuri energetice, atunci cînd această utilizare este justificată economic, intervine ca o linie directoare în politica energetică a U.R.S.S. definită la cel de-al XX-lea Congres al P.C.U.S.

Pentru a se putea urmări dezvoltarea bazei energetice a U.R.S.S., în timpul puterii sovietice, în tabloul nr. 2, s-au indicat puterea instalată și energia electrică produsă la diferite etape.

Tabloul nr. 2

Anul	1913	1921	1940	1955	1960
Putere totală instalată 1×10^6 kW	1	—	—	37	75
Energie electrică produsă 1×10^9 kWh	2	5,1	48	170	320

În figură s-au trasat curbele creşterii procentuale a energiei electrice produsă în U.R.S.S., S.U.A., şi R.F.G. pe perioada anilor 1940—1955, pentru a se putea urmări comparativ ritmul de creştere a energiei electrice în aceste ţări.



Datele din tabloul nr. 2 indică creşterea puterii electrice în anul 1960 faţă de anul 1955 cu peste 100%, iar a energiei electrice produse în aceeaşi perioadă cu aproximativ 88%; curbele din figură arată că în perioada anilor 1940—1955 ritmul de creştere al energiei electrice produse în U.R.S.S. este superior ritmului din S.U.A. şi R.F.G. începînd încă din anul 1946 primul an după încetarea celui de-al 2-lea război mondial; de menţionat că S.U.A. şi R.F.G. sînt state capitaliste în care baza energetică în anii de după război a cunoscut o dezvoltare foarte rapidă în comparaţie cu celelalte ţări capitaliste.

În crearea centrelor energetice din U.R.S.S. s-a mers în general pe linia construirii centralelor de mare şi foarte mare putere; în anul 1955 circa 72,7 % din puterea electrică totală instalată era concentrată în centralele de foarte mare putere a Ministerului Centralelor Electrice şi doar 27,3 % în cadrul centralelor industriale, comunale etc.

În cel de-al 6-lea plan cincinal sînt prevăzute construirea unor centrale termoelectrice de puteri cuprinse între 600 ÷ 1200 MW — centrale atomoelectrice de 300 ÷ 400 MW — și a unor centrale hidroelectrice cu puteri instalate de ordinul a sutelor și miilor de MW. Dintre acestea amintim : centralele hidroelectrice de la Cuibîșev și Stalingrad cu puteri instalate de $2{,}1 \times 10^6$ kW, respectiv $2{,}3 \times 10^6$ kW, centralele hidroelectrice de la Bratsk Krasnoiarsk fiecare cu puteri instalate cuprinse între $3{,}2 \div 3{,}6 \times 10^6$ kW, termocentralele și hidrocentralele din Kuzbass, Novosibirsk, Irkutsk etc.

Centrele energetice Moscova, Molotov, Sverdlovsk, Celiabinsk etc. vor fi interconectate în cadrul sistemului unic energetic al părții europene a U.R.S.S. cu o producție de energie electrică apreciată în anul 1960 la peste 150 miliarde kWh ; în cursul celui de-al 6-lea cincinal se va începe crearea sistemului energetic unic al Siberiei centrale prin interconectarea centralelor hidroelectrice de pe Angara și Enisei cu celelalte hidrocentrale și termocentrale din Siberia.

Construcția unor centre energetice și centrale cu puteri atît de însemnate a necesitat producerea în U.R.S.S. a utilajului energetic greu : cazane, turbine cu aburi, turbine hidraulice, generatoare electrice etc. de mare și foarte mare putere cu caracteristici tehnico-economice deosebit de pretențioase.

În prezent, industria de mașini și industria electrotehnică sovietică pun la dispoziția energeticii întreg utilajul greu necesar *) : cazane de abur de mare capacitate și înaltă presiune — 200 ÷ 800 t abur/h ; 100 ÷ 300 ata ; 500 ÷ 650 °C — turbine cu aburi de 100, 150, 200 și 300 MW, turbine hidraulice cu puteri ÷ 200 MW, generatoare electrice de puteri corespunzătoare mașinilor de antrenare, aparataj special necesar automatizării proceselor de producție din centrale, telecomandării și automatizării centralelor, stațiilor și sistemelor electrice.

Indicii tehnico-economici la care se exploatează centralele termoelectrice sînt în permanență îmbunătățiți ; aplicarea schemelor de recuperare, adoptarea sistemelor perfecționate de ardere a combustibililor — ardere în stare pulverizată a combustibililor solizi, conducerea automată a proceselor de ardere etc. — a permis continua micșorare a consumului specific de combustibil. În tabloul nr. 3 sînt indicate consumurile specifice de combustibil realizate în diferite perioade de centralele termoelectrice din U.R.S.S.

Tabloul nr. 3

Anul	1913	1940	1955	1960
Cantitatea combustibil convențional (g)/kWh	1000	595	479	410

Construirea pe scară largă a centralelor de termoficare și introducerea masivă a termoficării industriale și urbane în U.R.S.S. a condus

*) Parte din utilajul care se enumeră este produs în prezent în U.R.S.S. în mod curent, parte se va produce și da în funcțiune pînă la sfîrșitul celui de al 6-lea plan cincinal.

la micşorarea investiţiilor capitale în domeniul energeticii, a făcut posibilă producerea de energie electrică şi căldură în condiţii economice optime.

Transportul energiei electrice de la centrele bogate în resurse energetice (de obicei hidraulice) la centrele mari consumatoare de energie ca şi interconectarea sistemelor energetice în sisteme unice a necesitat construcţia liniilor de transport şi interconexiunea de mare lungime şi foarte înaltă tensiune. Liniile de transport în curent alternativ Cuibîşev—Moscova,—Stalingrad—Moscova, fiecare de o lungime de circa 1000 km, la 400 kV ca şi alte linii de interconexiune cu o lungime totală de cîteva mii de km sînt construcţii în parte realizate, parte urmînd a se realiza şi da în funcţiune în cel de-al 6-lea plan cincinal; în legătură cu transportul energiei electrice la foarte mare distanţă se ridică în prezent problema liniilor de curent alternativ la 600 kV şi a liniilor de curent continuu la 800 kV; cercetările şi experienţele în fază industrială au arătat posibilitatea şi justificarea economică a transportului energiei electrice la aceste tensiuni.

În sistemele energetice din U.R.S.S. automatica şi telemecanica se introduc pe scară din ce în ce mai largă; încă în anul 1953 comanda automată a agregatelor din cadrul centralelor hidroelectrice era introdusă în proporţie de 100%; la începutul anului 1956 automatizarea proceselor de ardere era asigurată pentru instalaţiile energetice producătoare de circa 77% din totalul aburului energetic; în U.R.S.S. cunoaşte utilizare largă reglarea automată a excitaţiei maşinilor sincrone în vederea îmbunătăţirii stabilităţii sistemelor, conectarea şi reanclanşarea automată a rezervei, deconectarea rapidă a scurt-circuitelor etc.; în perioada celui de-al 5-lea plan cincinal şi începutul celui de-al 6-lea plan cincinal s-a aplicat în proporţie însemnată telecomanda centralelor şi staţiilor electrice, punctele dispecer importante din sistem fiind înzestrate cu instalaţii de comandă telemecanice.

Introducerea automaticii şi telemecanicii în sistemele energetice din U.R.S.S. a făcut posibilă o mai raţională utilizare a resurselor energetice, a determinat o siguranţă mărită în exploatare, a condus la mărirea productivităţii muncii şi micşorarea costului energiei electrice livrate.

3. Problemele tehnice complexe ridicate de construcţia unei baze energetice înaintate au necesitat crearea şi dezvoltarea în U.R.S.S. a unor puternice şcoli de cercetare în domeniul energeticii.

S-au creat şi dezvoltat institute de cercetări de energetică, de termotehnică, de electrotehnică, institute specializate în cercetarea utilajului energetic — cazane, turbine, maşini electrice etc. în toate centrele industriale importante ale U.R.S.S.; dintre acestea se pot aminti: Institutul de energetică al Academiei de ştiinţe a U.R.S.S. (ENIN), Institutul unional termotehnic (VTI) şi Institutul unional electrotehnic (VEI) ale Ministerului Centralelor Electrice—grupate în oraşul Moscova — Institutul electromecanic al Academiei de ştiinţe a U.R.S.S. (EMI), Institutul central de cazane şi turbine al Ministerului Industriei de Maşini (ŢKTI) — din oraşul Leningrad — Institutul de termoenergetică şi Insti-

tutul de electrotehnică al Academiei de ştiinţe a R.S.S. Ucrainene — din Kiev — Institutul de energetică al Academiei de ştiinţe a R.S.S. Adzerbaidgene — din Baku — Institutul de energetică al Academiei de ştiinţe a R.S.S. Kazahe — din Alma-Ata etc.

Activitatea de cercetare din aceste institute a fost concentrată asupra problemelor mari, capitale pentru crearea şi dezvoltarea bazei energetice a U.R.S.S.

Problema *inventarierii resurselor energetice ale U.R.S.S.* a constituit una din principalele preocupări ale institutelor de cercetări şi a altor organizaţii tehnico-ştiinţifice imediat după instaurarea puterii sovietice. Sub conducerea ştiinţifică a Institutului de energetică al Academiei de ştiinţe a U.R.S.S. încă în anii 1933, 1934 a fost editată prima monografie a resurselor energetice a U.R.S.S. ulterior completată prin ediţia din anii 1937, 1938; lucrarea, de mari proporţii, fixează principalele resurse termice şi hidroenergetice, apreciază rezervele existente şi prezintă caracteristicile geologice, chimice, fizice şi tehnologice ale combustibililor; se indică de asemenea căile principale de utilizare raţională a resurselor energetice inventariate; în prezent acţiunea inventarierii resurselor energetice este privită ca o sarcină permanentă de cercetare, pusă în practică în toate republicile U.R.S.S. sub directa coordonare ştiinţifică a institutelor de cercetări academice; se pot da ca exemple lucrările privind inventarierea resurselor hidroenergetice şi eoliene ale R.S.S. Adzerbaidgene efectuate în prezent de Institutul de energetică al Academiei de ştiinţe, lucrările de prospectare şi identificare a noi resurse energetice în R.S.S.F. Rusă, R.S.S. Ucraineană etc.

Fundamentarea bazelor ştiinţifice ale politicii de utilizare raţională a resurselor energetice, constituie o problemă importantă a activităţii de cercetare din institutele de energetică din U.R.S.S.; cercetările efectuate în timpul din urmă au avut un rol important în restructurarea balanţei de combustibili a U.R.S.S. în favoarea utilizării intensive a petrolului şi îndeosebi a gazelor naturale, în dezvoltarea exploatărilor şi utilizarea cu precădere a resurselor naturale locale (resursele hidroenergetice în primul rînd), în introducerea combustibiliior nucleari în rîndul combustibililor energetici etc.; dezvoltarea bazei energetice a R.S.S. Ucrainene, a Siberiei centrale etc. se face în lumina rezultatelor acestor cercetări.

Problema utilizării complexe energo-tehnologică a cărbunilor, cercetată în prezent cu rezultate remarcabile de către şcoala sovietică de la ENIN şi Institutul de termoenergetică din Kiev s-a ridicat spre rezolvare în legătură directă cu politica de utilizare raţională a combustibililor; în acelaşi sens urmează a fi amintite: cercetările privitoare la *termoficarea urbană şi industrială* întreprinse de ENIN — filiala din Leningrad — şi VTI.

Crearea sistemelor energetice unice — ale părţii europene a U.R.S.S. şi a Siberiei centrale — reprezintă preocupările principale de cercetare a Secţiei de energetică generală de la ENIN şi a altor organizaţii ştiinţifice din U.R.S.S.

În afara aspectelor de politică energetică crearea sistemelor unice ridică numeroase aspecte tehnico-științifice; se pot aminti dintre acestea: problema *liniilor și aparatajului electric de curent alternativ și curent continuu de foarte înaltă tensiune* (400, 600, 800 kV), problemele privind *funcționarea centralelor electrice și comportarea agregatelor electrice în cadrul sistemelor energetice* etc.; cercetările privind aceste probleme obțin în prezent rezolvarea în cadrul laboratoarelor de tehnica tensiunilor înalte și a laboratoarelor de sisteme și rețele electrice ale institutelor din Moscova — ENIN, VEI, MEI *) — din Leningrad — EMI, LPI **) — și din alte orașe ale U.R.S.S.

Construirea agregatelor energetice de ordinul a sutelor de MW — sarcină a celui de-al 6-lea cincinal — determină numeroase probleme de cercetare care privesc *procesele de ardere în focare și arzătoare, procesele interne ale cazanelor de mare capacitate și înaltă presiune, comportarea turbinelor la abur cu parametri înalți și supracritici, ungerea și vibrațiile turbinelor hidraulice, materialele izolante și schemele de răcire utilizate pentru generatoarele electrice* etc. Legate de aceste probleme sînt de menționat lucrările asupra arderii combustibililor solizi în stare pulverizată dezvoltate, în mod deosebit de către VTI și ȚKTI, cercetările referitoare la arderea în strat fierbător a cărbunilor, dezvoltate în cadrul ENIN și a Institutului termoenergetic al Academiei de științe a R.S.S. Ucrainene, studiile privind stabilitatea flacării combustibililor gazoși dezvoltate de către ENIN etc.

Cercetările asupra proceselor interne din cazane în vederea alegerii parametrilor optimi ai aburului funcție de tipul cazanelor sînt dezvoltate de către ENIN, ȚKTI și VTI prin utilizarea celor mai moderne metode de cercetare.

Remarcabile sînt studiile care privesc *realizarea și alegerea schemelor energetice ale centralelor atomoelectrice* precum și *cercetările asupra regimurilor termice intense corespunzătoare regimurilor din reactoarele atomice*; cercetările respective, conduse de organizații de cercetare din domeniul energeticii privesc schimbul de căldură al apei și aburului, de parametrii înalți și supracritici (÷ 650 °C și 300 ata) la regimuri termice foarte intense, schimbul de căldură în cazul metalelor topite etc.

Problemele de cercetare *privind automatizarea sistemelor și agregatelor energetice* sînt atacate în numeroase institute de cercetări de specialitate din U.R.S.S.; de remarcat în această direcție sînt cercetările privind reglarea automată a tensiunii generatoarelor sincrone și stabilitatea sistemelor electrice, efectuate în principal în cadrul MEI, ENIN și EMI; studiile asupra reglării automate a vitezei agregatelor și frecvenței în sistem, cercetările care privesc automatizarea complexă a centralelor și stațiilor electrice, telecomandarea lor etc.

În procesul de cercetare institutele sovietice apelează la cele mai moderne mijloace și metode de cercetare: modelarea fizică și mate-

*) MEI — Institutul de energetică din Moscova.
**) LPI — Institutul politehnic din Leningrad.

matică, aparatajul special electronic — aparataj de măsură electronic, microscoape şi oscilografe electronice etc. — aparataj de cercetare acustic şi pneumatic, metode de cercetare radioactive, mijloace de fotografiere şi filmare rapidă, mijloace spectrografice şi fotogrametrice, instalaţii aerodinamice de tipul tunelelor aerodinamice etc.

Ca un exemplu remarcabil al modului cum se îmbină cercetarea teoretică cu studiul intim al fenomenelor fizice poate servi larga utilizare pe care a găsit-o modelarea fizică şi matematică în activitatea de cercetare din U.R.S.S.; modelarea fizică a sistemelor energetice dezvoltată de către MEI şi EMI, modelarea matematică a elementelor liniare şi neliniare a sistemelor automate, modelarea fizică a instalaţiilor de ardere (pe cale termică sau optică) modelarea fizică a proceselor de transmitere a căldurii în cazane — utilizate şi dezvoltate îndeosebi în cadrul ENIN — modelarea electronică a sistemelor de termoficare etc., constituie în institutele din U.R.S.S. obiectele cercetării şi în acelaşi timp instrument de cercetare.

În cei 40 de ani de existenţă a regimului sovietic ştiinţa în domeniul energeticii a făcut paşi uriaşi înainte, s-au format eminenţi oameni de ştiinţă, s-au înfiinţat unităţi puternice de cercetare modern utilate; principalul obiectiv al muncii de cercetare l-a constituit legătura strînsă dintre munca de cercetare şi activitatea practică de construcţie a bazelor energetice din U.R.S.S.; rezultatele muncii de cercetare a oamenilor de Ştiinţă sovietici au devenit bunuri ale întregii omeniri, puse în slujba ştiinţei şi a progresului social economic.

4. De la înfiinţarea sa Institutul de energetică al Academiei R.P.R. în orientarea şi desfăşurarea activităţii sale de cercetare, s-a bucurat de ajutorul ştiinţific multilateral sovietic.

Experienţa oamenilor de specialitate sovietici a contribuit la definirea şi precizarea tematicii de cercetare a Institutului, mulţi cercetători din Institut şi-au făcut studiile de specialitate în U.R.S.S.; în cadrul colaborării dintre ţara noastră şi U.R.S.S. unii cercetători romîni au făcut vizite de studii în U.R.S.S., cercetătorii sovietici au vizitat Institutul de energetică; s-a practicat schimbul de publicaţii şi s-a trimis în U.R.S.S. documentaţie în unele probleme de cercetare.

Numeroase probleme de cercetare atacate în cadrul Institutului de energetică al Academiei R.P.R. au pornit de la rezultate obţinute în U.R.S.S. şi au fost conduse folosind experienţa de cercetare avută de cercetătorii sovietici; se pot enumera problemele inventarierii şi utilizării raţionale a resurselor energetice ale R.P.R., cercetările privind structura şi funcţionarea sistemului electroenergetic din R.P.R., studiile referitoare la arderea cărbunilor inferiori, la termoficarea urbană şi industrială, problemele privind normarea şi reducerea consumurilor specifice de energie în industrie etc.

În prezent, s-au creat noi posibilităţi în dezvoltarea legăturilor Institutului de energetică cu oamenii de ştiinţă sovietici şi realizările ştiinţifice din domeniul energeticii, prin stabilirea colaborării directe între Institutul de energetică şi institute de specialitate din U.R.S.S.;

schimbul planurilor de muncă, a tematicilor de cercetare, schimbul de lucrări și de specialiști va constitui un mijloc direct, eficace pentru dezvoltarea cercetărilor de energetică în R.P.R.

★

A 40-a aniversare a Revoluției Socialiste din Octombrie găsește în U.R.S.S. o bază energetică puternică în plină dezvoltare; îndeplinirea sarcinilor celui de-al 6-lea plan cincinal în domeniul energeticii va crea toate premisele ca, în scurt timp, baza energetică a U.R.S.S. să devină cea mai puternică din lume.

DESPRE UTILIZAREA RAȚIONALĂ A LIGNIȚILOR INFERIORI*)

DE

E. RAMMLER

Permiteți-mi să-mi exprim marea mea bucurie pentru faptul că datorită amabilei invitații din partea Academiei Dvs. am avut posibilitatea de a cunoaște gospodăria energetică a R.P.R. și de a ține aici această conferință. Pentru conferința mea am ales tema *Problema utilizării raționale a ligniților inferiori*, aceasta întrucît problema este importantă pentru dezvoltarea mai departe a energeticii țării Dvs.

Vin dintr-o țară a cărei producție de energie primară se bazează în proporție de 93% pe cărbune brun moale (pămîntos). Un astfel de sort de cărbune se consideră la noi cărbunele cu un conținut foarte ridicat de apă (45—60%).

Permiteți-mi să fac în prima parte a conferinței mele o trecere în revistă a extracției și a utilizării acestui sort de cărbune în patria mea, pentru ca apoi, în partea a doua, să putem examina dacă unele afirmații — cu toată diferența mare în situația energetică a celor două țări — ar putea fi valabile și pentru situația din țara Dvs.

R.D.G. a extras în 1956, 206 milioane tone de cărbune brun, intenționînd să-și mărească extracția pînă la 260 milioane tone în anul 1961. Acest cărbune are o putere calorifică inferioară, variind între 1 700 și 2 800 kcal/kg. Numai o parte foarte mică din extracție are o putere calorifică mai mică de 1 700 kcal/kg; o parte și mai mică are o putere calorifică peste 2 800 kcal/kg. Puterea calorifică medie din extracția totală este de 2 100 kcal/kg.

Noi considerăm acest cărbune ca avînd o putere calorifică redusă, însă nu-l clasificăm totuși în categoria cărbunilor de calitate inferioară,

*) Prof. E. Rammler, de la Academia de mine din Freiberg (R.D.G.), a fost invitatul Institutului de energetică în perioada 21.V. — 4.VI. 1957. Articolul de față reprezintă textul cuvîntării ținute în ziua de 1.VI.1957 în fața specialiștilor de la Institutul de energetică și de la alte instituții ce se ocupă cu problemele de valorificare a cărbunilor.

întrucît puterea sa calorifică mai mică nu provine din conținutul de cenușă, ci din cel al apei. Problema conținutului ridicat de apă poate fi însă ușor rezolvată prin tehnica modernă a arderii și uscării.

R.D.G. posedă două bazine carbonifere mari, unul situat la apus de rîul Elba, cu cărbuni avînd un conținut de apă de 45—55% și de cenușă de 10—15% (la masa uscată) și celălalt la răsărit de rîul Elba, cu cărbuni avînd un conținut de apă de 55—60% și un conținut de cenușă de 5—10% (la masa uscată). Numai acei cărbuni bruni avînd o putere calorifică sub 1 700, pînă la 1 400—1 500 kcal/kg, cu un conținut ridicat de cenușă, se consideră în Germania ca sorturi inferioare, fiind denumiți și „cărbune brun cu mult balast", din cauza conținutului său de nisip sau argilă.

Rezervele R.D.G. în cărbune brun se cifrează la 25 miliarde tone, din care, ținînd seama de gradul actual de dezvoltare a extracției mecanizate, ar putea fi extras 90%. Ca limită economică pentru exploatarea la zi se admite un raport al grosimii de strat între rocile acoperitoare și zăcămînt de 6 : 1, sau în cazul mai favorabil de 10 : 1. Circa 2/3 din rezerve se găsesc în cîmpuri de extracție de peste 200 milioane tone. O mare parte din aceste cîmpuri au rezerve de cărbune de peste 500 milioane tone. Din rezervele totale ce se pot extrage la zi, 63% revin bazinului din răsăritul rîului Elba și 37% bazinului apusean. R.D.G. are cea mai mare extracție de cărbune brun din lume. Ea depășește simțitor U.R.S.S., a cărei extracție anuală de cărbune brun și lignit a fost în anul 1955 de 122 milioane tone.

Din cantitatea totală de cărbune brun extras în R.D.G., numai 35% sînt livrați sub formă de cărbune nepreparat sau sitat (cernut); aceasta corespunde unei cantități de circa 70 milioane tone (considerîndu-se extracția din 1956). O mare parte din acest cărbune (Foerderkohle) este destinată unor întreprinderi considerate ca fiind „colonizate" pe terenurile carbonifere, centralelor mari termoelectrice și centralelor de forță ale întreprinderilor industriale, care în majoritatea cazurilor nu sînt mai prejos, în privința capacității lor, centralelor publice. În aceste centrale cărbunele este uscat și măcinat în mori cu ciocane. Praful de cărbune și vaporii de apă sînt introduși sub formă de amestec în camera de ardere. După acest sistem lucrează cazane cu un debit de pînă la 250 t/h. În partea apuseană a Germaniei, în R.F.G., care are de asemenea o extracție importantă de cărbune brun (peste 80 000 000 t/an) se folosește la cazane cu un debit pînă la 450 t/h cărbune brun brut cu o putere calorifică de 1 600—1 800 kcal/kg. Sînt în curs de proiectare cazane cu un debit și mai mare pentru acest sort de cărbune. În multe cazuri se preferă de a se evacua în atmosferă o parte din vaporii de apă degajați în timpul uscării, înainte de introducerea în camera de ardere.

Pînă la distanțe de 150—170 km de la mina de cărbuni se face alimentarea instalațiilor de cazane ale întreprinderilor industriale cu cărbune brun moale. Acesta se furnizează sub formă de cărbune brut (nesitat, imediat după extracție, fără preparare), cărbune brut concasat (< 100 mm), cărbune bucăți (> 60 mm) sau cărbune mărunt de 8—60 mm

sau 20—60 mm. Focarele instalațiilor industriale sînt în majoritatea cazurilor prevăzute cu grătar.

O cantitate mare de cărbune bucăți și mărunt — din cauza lipsei de brichete — este consumată pentru uzul casnic sau de către micii meseriași. Arderea de cărbune brun brut cu 50—60% apă în instalații centrale de încălzire și focare casnice prezintă multe neajunsuri. În deosebi suferă coșurile de fum de pe urma condensatului din apă (rouă). Acidul sulfuros, acidul sulfuric, fenolii, acizii grași atacă mortarul. Satisfacerea consumului casnic cu cărbune brut bucăți și mărunt, în loc de brichete, reprezintă o soluție provizorie, care însă deocamdată este indispensabilă.

Din întreaga cantitate de cărbune extras, 65% este trimis în instalațiile de înnobilare. În R.D.G. se aplică toate procedeele de înnobilare cunoscute: înnobilarea termomecanică, prin uscare și brichetare, înnobilarea termochimică, prin semicocsificare, cocsificare, gazeificare, hidrogenare și procese de sinteză. Aproape la toate procedeele termochimice brichetarea constituie etapa preliminară. În R.D.G. s-a făcut o clasificare tehnică a cărbunelui brun moale după scopul utilizării.

În categoria *cărbunilor de brichetat* se consideră cărbunii cu un conținut de cenușă pînă la 15% la masa uscată, avînd mai puțin de 12% gudroane și mai mult de 1,2% sulf în masa uscată.

Cărbunii de semicocsificare, care sînt utilizabili pentru producția economică a gudronului, conțin peste 12 % gudron la masa uscată. În privința conținutului de cenușă deosebim două clase:

cărbuni pentru semicocs I, cu cenușă pînă la 20%;

cărbuni pentru semicocs II, cu cenușă între 20 și 30%. Pentru această clasă de cărbuni nu este esențial conținutul în sulf.

Cărbunii de cocsificare, necesari producerii cocsului din cărbune brun, sînt cărbunii cu cenușă pînă la 10% și sulf total pînă la 1,2%. Pentru cocs metalurgic se pot folosi numai acei cărbuni care au cenușă pînă la 7% și sulf sub 1%.

Cărbunii pentru focarele cazanelor au cenușă peste 15% și se împart în trei categorii:

cărbuni I, cu cenușă între 15—20% și gudron sub 12%;

cărbuni II, cu cenușă între 20—30% și gudron pînă la 18%;

cărbuni III, cu cenușă peste 30%.

În ordinea creșterii conținutului de cenușă, cărbunii se clasifică în:

cărbuni de cocsificare — cărbuni de brichetat; cărbuni de semicocsificare — cărbuni pentru cazane.

Cărbunii cu un conținut mare de săruri au mai mult de 2% Na_2O în cenușă. La acești cărbuni s-a depus clorură de sodiu din ape sărate, formîndu-se în plus și humat de natriu. Acești cărbuni cu un conținut mare de săruri prezintă anumite dificultăți în timpul arderii lor prin formarea de depuneri pe suprafețele de ardere. Utilizarea cărbunilor bruni conținînd săruri prezintă în prezent numeroase dificultăți.

Rezervele de cărbune brun ale R.D.G. se împart — pe zăcăminte — în felul următor :

36% cărbune de brichetare ;
15% cărbune de semicocsificare ;
16% cărbune de cocsificare ;
27% cărbune pentru cazane ;
6% cărbune cu săruri.

Repartiția calităților de cărbune alcătuiește baza pentru hotărîrile ce se iau în vederea deschiderii unor noi exploatări la zi și pentru alegerea amplasamentului marilor centrale termoelectrice și ale instalațiilor de înnobilare, ca semicocserii și cocserii. Aceasta se referă la noile centrale, și în deosebi la cea mai mare centrală termoelectrică din R.D.G., care se vor amenaja numai în bazinele cu cărbune pentru cazane avînd cenușă între 15—20% și parțial de 20—30%.

Procedeul cel mai important de înnobilare a cărbunelui brun este *brichetarea fără lianți*, numai sub presiune. În anul 1955 producția de brichete din cărbune brun s-a ridicat la 51 milioane tone. La un factor mediu de transformare de 2,6, s-au livrat uzinelor de brichetare circa 130 milioane tone de cărbune brut, din care 35 milioane tone de cărbune de cazan pentru producerea de aburi de uscare iar 95 milioane tone ar constitui cărbune de bază pentru brichetare.

Prin brichetarea termomecanică se mărește puterea calorifică pînă la 4 400—4 900 kcal/kg. La o distanță mai mare de 150—170 km de la locul de extracție prețul de cost (raportat la conținutul caloric) al brichetelor este mai mic decît cel al cărbunelui brut. Dacă ne-am imagina producția anuală de brichete, înșirînd bucată lîngă bucată, am obține un cordon care ar înconjura ecuatorul de 100 ori.

Din producția de brichete de 51 milioane tone, 18 milioane tone sînt supuse înnobilării, servind ca material de bază pentru semicocsificare-cocsificare și gazeificare, 7 milioane tone sînt consumate de locomotive, 5 milioane tone sînt exportate, 4 milioane tone sînt gazeificate în industria metalurgică și în alte industrii, iar restul de 17 milioane tone sînt consumate în instalațiile casnice și industriale. Centralele termoelectrice aflate la o distanță mai mare de 150 km de mină folosesc și ele brichete. Cu toată producția ridicată de brichete, încă nu se pot satisface pînă în prezent toți consumatorii, în deosebi consumul casnic. Se prevede deci sporirea producției de brichete pînă la 60 milioane tone într-un viitor apropiat.

Anual sînt semicocsificate 13 milioane tone de brichete ; cu această ocazie se obține 1,8 milioane tone gudroane și 6,5 milioane tone semicocs. Industria cărbunelui brun alcătuiește baza pentru aprovizionarea R.D.G. cu combustibil lichid (benzină, motorină), care se obține din gudron prin hidrogenare sau parțial și prin procedee de distilare. Dar și semicocsul cu cenușă 18—30% este o bază puternică de combustibil pentru R.D.G. Două din cele mai mari centrale termoelectrice ale R.D.G. sînt centrale cu semicocsificare, adică combinate de semicocserie și centrale de forță, care ard semicocsul produs în instalații de semicocsificare.

Industria grea chimică consumă în mare măsură semicocsul pentru gazeificare. și producerea hidrogenului.

Limitele conținutului de cenușă al semicocsului sînt condiționate de brichetare. Pentru cărbuni de semicocsificare cu cenușă peste 20%, se studiază în R.D.G. problema semicocsificării cărbunelui granulat în pat fluidizat. De aceea m-am interesat foarte mult în R.P.R. de progresele realizate în țara Dvs. în domeniul semicocsificării cărbunelui în pat fluidizat.

Dacă în ceea ce privește semicocsificarea cărbunelui brun, conținutul ridicat de cenușă și sulf nu prezintă prea mare importanță, nu același lucru se poate spune despre procedeele de cocsificare, la care se cere un conținut cît mai redus de cenușă și sulf în cărbunele primar. Întrucît cocsul trebuie să aibă un conținut de cenușă de 11—12%, cenușa din brichete nu trebuie să depășească 5—6% la masa uscată, iar sulful să fie cel mult în proporție de 1%; conținutul de sulf din cocs nu trebuie să depășească 1,2%. Cocsul de cărbune brun este fabricat din brichete de granulația cea mai fină (0—1 mm). Rezistența sa la degradare atinge 48—60% rest pe sita cu ochiuri de 40 mm, măsurată cu ajutorul morii Mörser.

Utilizarea sa în siderurgie este deci limitată la cuptoarele cu cuvă scundă de la uzinele CALBE. În furnale mici, sub 500 m³, poate fi folosit ca adaus pînă la 15—20%.

De asemenea, se folosește în cuptoarele pentru topirea cuprului și a plumbului, în cuptoarele pentru var, dolomit, fosfor, carbid, pentru generatoarele de acetilenă, pentru producția de gaz sintetic, pentru aglomerarea minereurilor de fier. Producția cocsului de cărbune brun este de 800 000 t/an și va crește anul viitor pînă la 1 milion tone.

Brichetele din cărbune brun alcătuiesc azi materia primă prin excelență, a producției de gaz în generatorul cu grătar rotativ. Oțelăriile din R.D.G. gazeifică brichetele de cărbune brun pentru încălzirea cuptoarelor Siemens-Martin, iar industria ceramică folosește de asemenea gaz de brichete la cuptoarele sale.

O producție ridicată de gaz din semicocs de cărbune brun cu granulația de 0—3 mm și cenușă 30—33% se realizează în gazogenele cu pat fluidizat tip Winkler, din industria chimică. Agregatele cele mai mari de astfel de generatoare cu strat fluidizat furnizează 84 000 Nm³ gaz pe oră. Acest semicocs constituie de asemenea materia primă pentru producerea de gaz destinat fabricării de amoniac, metanol și altele, precum și pentru obținerea hidrogenului destinat hidrogenării gudroanelor, în vederea obținerii de benzină, motorină, uleiuri lubrifiante și parafină.

Mari perspective prezintă gazeificarea sub presiune a cărbunelui brun, la 20—30 at, cu amestec de vapori de apă și oxigen, pentru fabricarea de gaz de conductă cu o putere calorifică de 4 400 kcal/Nm³, fără producție de cocs. Uzinele de gaz Bœhlen ce lucrează după acest procedeu dau actualmente 250 milioane Nm³ gaz pe an. Uzinele de gaz, aflate în curs de construcție la combinatul siderurgic Schwarze Pumpe,

vor produce anual 1,8 miliarde Nm^3 gaz. Experiențele au arătat, că se poate realiza o gazeificare economică a cărbunelui brun cu cenușă pînă la 50% (la masa uscată).

Gazeificarea sub presiune furnizează ca produs secundar un gudron de foarte bună calitate, în cantitate de 75% din valoarea obținută în analiza de laborator. Acest gudron poate fi prelucrat pe cale chimică sau transformat în gaz pentru acoperirea sarcinilor de vîrf.

Trecerea în revistă a structurii utilizării cărbunilor bruni moi în R.D.G. pe care v-am dat-o, a avut scopul să vă arate ce poate face o țară cu acest cărbune de putere calorifică redusă, cu condiția să concureze două circumstanțe favorabile :

1) Zăcămintele de cărbuni să nu fie adînci și să fie destul de puternice, astfel ca să poată fi extrase la zi la un grad foarte înalt de mecanizare și în condiții cît mai economice.

2) Puterea calorifică redusă să nu fie o consecință a conținutului ridicat de cenușă, ci a celui de apă.

Să examinăm acum situația energetică a R.P.R. Trebuie subliniat că o vizită de scurtă durată nu poate da decît o impresie fugitivă asupra situației complexe a energeticii unei țări.

Este drept că am purtat discuții cu cei mai însemnați specialiști ai țării Dvs. ; se prea poate însă ca una sau alta din complexul de probleme s-o fi privit nejust prin prisma situației din țara Dvs.

R.P.R. nu are, dacă îmi permiteți să spun, o structură „monoenergetică" ca R.D.G., ci mai mult o structură „polienergetică" : petrol, gaze naturale, huilă, cărbune brun asemănător cu huila, cărbune brun lucios, lignit, lemn și resurse hidroenergetice, toate împreună participă la totalul de resurse energetice ale R.P.R.

Asupra repartiției procentuale în 1955 a resurselor energetice — în afară de materie primă și carburanți pentru motoare — mi-au fost comunicate următoarele cifre :

Motorină și uleiuri grele	27,6 %
Gaze naturale	40,7 %
Huilă și cărbune brun, asemănător cu huila și cărbunele lucios	8,2 %
Ligniți	4,7 %
Lemn și deșeuri agricole	10 %
Alte sorturi de combustibil (gaze de furnal, de cocserie, de cracare, gaze lichefiate)	7,6 %
Surse hidroenergetice	1,2 %
total :	100,0 %

Rolul preponderent al gazelor naturale, cu ponderea mai mare în producția de energie decît în S.U.A., rezultă clar din aceste date.

În ceea ce privește lignitul, ținînd seama de costul ridicat de extracție și de dificultățile ce le cauzează în exploatare, în primul moment am fi

ispitiți să tragem concluzia, că cea mai bună valorificare a lignitului romînesc ar fi să fie lăsat acolo unde se găsește. O asemenea concluzie ar fi însă pripită, deoarece trece cu vederea creșterea extraordinară a necesarului de energie pentru următorii 20 de ani, pînă cînd tehnica centralelor nucleare se va dezvolta într-o asemenea măsură, încît o mare parte din producția de energie electrică să fie acoperită de combustibil nuclear. Dar și atunci necesarul de combustibil solid pentru scopuri de aprovizionare, locale și speciale, va fi mai mare decît în prezent, deoarece creșterea mai departe a productivității muncii va depinde în măsură mereu crescîndă de mărirea producției de energie primară. Acele țări, care vor rămîne în urmă în privința creșterii generale a producției de energie primară, vor rămîne în urmă nu numai în privința productivității muncii, ci și în dezvoltarea lor economică generală. Situația energetică nu va permite țărilor înzestrate cu mai puține resurse de energie de a renunța la exploatarea tuturor resurselor existente.

Aș vrea deci să-mi exprim aici părererea mea personală că R.P.R. nu poate renunța la o lărgire a extracției masive de lignit, însă în mod sistematic și ponderat. Problemele valorificării lignitului sînt în R.P.R. mult mai dificile ca în R.D.G., iar relațiile reciproce pot fi comparate numai în mod limitat.

Problema cardinală ce se pune este reducerea costului de producție la extracția de lignit. Zăcămintele ligniților romînești au o structură nefavorabilă. Grosimea straturilor nu depășește 2—4 m; numai ca excepție se practică exploatarea la zi; nisipurile curgătoare și produsele intermediare (balast) îngreunează extracția subterană. Cu toate acestea, rezolvarea problemelor creșterii productivității muncii în extracția de cărbune este de importanță decisivă pentru dezvoltarea mai departe a extracției de lignit. Aceste probleme de mecanizare a extracției în subteran, de îmbunătățire a metodelor de extracție, de combatere a pericolului de nisip curgător, depășesc însă cadrul preocupărilor mele de specialitate.

Al doilea complex de probleme se referă la chestiunea dacă trebuie sau nu să se facă o preparare a lignitului, iar în caz afirmativ în care scop și în ce măsură? Majoritatea specialiștilor din R.D.G. mai susține încă părerea ca un cărbune brun moale cu multă cenușă să fie ars sau gazeificat la locul de extracție, fără o preparare prealabilă, urmînd ca energia electrică să fie transportată prin linii de înaltă tensiune, iar gazul prin conducte.

Acest principiu, cum m-am putut convinge, nu poate fi realizat pe deplin în R.P.R., deoarece situația celor două țări diferă în sensul că în R.D.G. numai o mică parte din extracții dă cărbune cu multă cenușă, pe cînd aproape întregul lignit extras în R.P.R. are un conținut ridicat de cenușă. În R.P.R. lignitul trebuie să acopere necesarul de combustibil numai în acele regiuni care nu pot fi satisfăcute deloc, sau cel puțin într-un viitor apropiat, cu gaz sau curent electric.

La o parte din lignit se reduce conținutul de cenușă al cărbunelui (bucăți sau nucă) prin sortare în două categorii (0—30 mm și peste 30 mm)

pînă la 20—22%. Epurarea lignitului în lichide grele este indicată și necesară :

1) în cazul ligniților la care nu se obține prin procesul de sortare o diferențiere a conținutului de cenușă, iar granulele mai mari conțin și ele cenușă în proporție de 30% sau mai mult ;

2) dacă trebuie să se facă o înnobilare a lignitului, fie prin uscare, fie prin brichetare, deoarece nu este indicat din punct de vedere economic de a se face cheltuieli pentru uscare sau brichetare la cărbuni cu un conținut de cenușă peste 25%.

Pînă în prezent s-a făcut prepararea numai în cazul cărbunelui brun asemănător cu huila, a cărbunelui brun cu luciu și a cărbunelui brun tare și am avut ocazia să văd în țara Dvs. instalații concepute și construite după ultimele cerințe ale tehnicii (Valea Jiului) cu o productivitate zilnică mare și cu o tehnologie înaintată. În măsura în care am văzut lucrări efectuate în Institutele din R.P.R., sau am auzit de ele, se pare că ar fi posibil ca prin procedeul de preparare cu lichid greu să se reducă conținutul de cenușă pînă la 16—18% fără ca prin aceasta conținutul de apă al lignitului să devină prea mare. În Jugoslavia a fost construită o instalație de preparare a lignitului cu lichid greu.

A fost interesant pentru mine de a vizita o instalație de preparare după procedeul Fleissner și anume cea mai veche, cea de la Schitu Goleşti. Tratarea lignitului după acest procedeu urmărește, după cum se știe, un dublu scop : ridicarea puterii calorifice și eliminarea tendinței atît de caracteristice pentru lignit, de a se degrada în timpul depozitării ; aceasta din urmă nu se poate realiza sau se realizează într-o mică măsură în cazul ligniților bogați în argilă, nespălați. Ameliorarea puterii calorifice singură nu justifică cheltuielile legate de procedeul de uscare Fleissner. De aceea, după părerea mea, procedeul de uscare Fleissner ar trebui aplicat numai pentru ligniții cu un conținut de cenușă sub 20% ; în caz contrar, devine necesară intercalarea unei preparări pentru a reduce conținutul de cenușă la 15—17%.

Problema de bază a valorificării lignitului este utilizarea fracțiunilor de 0—30 mm care, după cum mi s-a spus, pot constitui între 40—50% din cantitatea totală extrasă.

Următoarele posibilități de valorificare ar putea să fie luate în considerație :

1) Brichetarea.

2) Arderea pe grătar în instalații industriale în cadrul razei de acțiune a cărbunelui bogat în cenușă.

3) Arderea sub formă de praf în centrale, aflate lîngă locul de extracție.

4) Gazeificarea sub presiune la locul de extracție, gazul fiind transportat apoi prin conducte de mare distanță.

Brichetarea

Lignitul poate fi brichetat după două procedee :

a) fără liant ;

b) cu liant.

Condițiile pentru ambele procedee au fost cercetate la Institutul de energetică de prof. B l u m. La brichetarea fără liant apare problema rezistenței la apă a brichetelor, la brichetarea cu liant apare, în anumite condiții, problema rezistenței suficiente la foc. Brichetarea fără lianți cere deci cheltuieli deosebite pentru producerea unei rezistențe suficiente la apă, cuprinzînd și spălarea prealabilă a lignitului. La brichetarea cu liant, în anumite condiții, conținutul ridicat de argilă poate deveni avantajos, întrucît reduce tendința de degradare a brichetelor în foc. Un conținut ridicat de cenușă implică însă un consum ridicat de smoală. Conținutul optim de cenușă va trebui deci să fie stabilit pe cale experimentală. Aș vrea să exprim aici, ca bază pentru discuții, următoarea teză :

După experiențele puțin satisfăcătoare în brichetarea fără liant, cu anumite varietăți de ligniți austrieci și bulgari, lucrul cel mai simplu și mai sigur deocamdată este de a se bricheta lignitul folosindu-se ca liant smoala. Cercetările în legătură cu brichetarea fără lianți ar trebui însă extinse asupra unui număr cît mai mare de varietăți de lignit, pentru a se stabili la care varietăți de lignit se poate aplica brichetarea fără liant, mai economică, fără a se mări cheltuielile pentru asigurarea rezistenței la apă.

Arderea lignitului pe grătar

Pentru cărbunii bruni moi din Germania (R.D.G.) s-a stabilit pentru o putere calorifică de 2 000—2 200 kcal/kg o rază economică de 150 km. În cadrul acestei raze se poate arde și lignitul romînesc cu fracțiunile de 0—30 mm pe grătarele focarelor diferitelor instalații de cazane industriale sau la cazanele mari cu focare pentru cărbune pulverizat. Am putut urmări încercările efectuate în cadrul Institutului de energetică cu arderea lignitului pe un grătar cu împingere răsturnată. Sînt de părerea specialiștilor acestui Institut că acest tip de grătar, în forma constructivă dezvoltată de Institut, este adecvat pentru arderea lignitului romînesc în măsura în care fracțiunile sub 3 mm nu depășesc 30% din cantitatea totală de cărbune. Focarul cu împingere răsturnată, după părerea mea, va aduce rezultate mai bune decît grătarul cu împingere superioară. O condiție preliminară este însă fabricarea unui bun material pentru barele de grătar.

Utilizarea lignitului în focarele cuptoarelor inelare de tip Hoffman pentru arderea cărămizii a devenit o practică curentă în țara Dvs., așa că nu mai trebuie să insist aici asupra acestui procedeu.

Arderea în stare pulverizată în centrale termoelectrice

La una din marile centrale, și anume la Doicești, s-a realizat deja arderea lignitului. În centralele mari, moderne, așezate în apropierea locului de extracție, se poate arde lignit cu cenușa pînă la 40% la masa uscată, indiferent de raportul cantitativ al fracțiunii granulare sub 30 mm din cantitatea totală. Față de prețul ridicat al lignitului romînesc, trebuie să se tindă spre un randament termic maxim al centralei de forță, pentru a reduce costul producției de energie, adică trebuie să

se instaleze cazane mari cu presiune maximă a aburului și temperatura cît mai ridicată, construindu-le în așa fel încît să se realizeze o ardere cît mai completă, un conținut ridicat de CO_2 și o temperatură redusă a gazelor arse. Actualmente se pot realiza randamente ale cazanelor de 88% și în cazul cărbunilor bruni cu foarte multă cenușă, așa cum ne arată exemplul U.R.S.S. Întrucît lignitul romînesc este mai dur decît cel german, cred că pentru măcinarea sa este mai indicată moara-ventilator sau moara Babcok HS, decît moara Krämer (adică moara cu turn, fără dispozitive de separare). Dacă se utilizează totuși mori Krämer, trebuie să se instaleze în turnul morii dispozitive de separare, pentru a asigura acel grad de finețe a măcinării necesar pentru o ardere cît mai completă.

Punctul de topire redus al zgurii la majoritatea ligniților romînești face ca acești ligniți să fie foarte indicați pentru focare cu evacuarea lichidă a zgurii sau pentru focare ciclon, chiar pentru lignit cu multă cenușă, putîndu-se realiza un randament al cazanelor pînă la 90%.

Gazeificare sub presiune

Am subliniat în prima parte a conferinței importanța gazeificării sub presiune cu oxigen și vapori de apă a cărbunilor bruni cu multă cenușă. Instalații pentru gazeificare sub presiune a cărbunilor bruni și parțial a huilei cu foarte multă cenușă există actualmente în R.D.G., R.F.G., în R. Cehoslovacă, U.R.S.S., în Australia, Africa de Sud și în Pakistan. După acest procedeu se poate gazeifica lignitul romînesc în fracțiuni de 3—30 mm. Fracțiunile de 0—3 mm pot fi arse în focarele cazanelor. Lignitul poate fi și el utilizat pentru gazeificare, după o uscare prealabilă pînă la 15% cu vapori de apă sau gazele de ardere. În cazul unui lignit bogat în cenușă, cu 35% substanță organică, se pot produce 400 Nm^3 gaz per tonă de lignit cu fracțiuni de 3—30 mm.

Gazul produs prin gazeificarea lignitului, care este scump, nu poate concura cu gazul natural ieftin. Se pune deci întrebarea dacă pentru un viitor apropiat ar fi indicată o producție combinată de gaze naturale și gaz de lignit.

În R.P.R. s-a realizat un progres foarte mare în ponderea foarte ridicată a gazelor naturale în producția de energie primară, asigurîndu-se gospodăriilor casnice și industriei o energie prețioasă în mod comod, curat și ușor de manipulat. Multe state industriale ale Europei nu au ajuns încă la această situație, ci tind abia spre ea. Această situație n-ar trebui însă numai menținută, ci și dezvoltată; la aceasta poate contribui pe de o parte creșterea prevăzută a producției de gaze naturale, iar pe de alta, producția combinată de gaze naturale și de gaze de lignit.

Nu am vorbit despre semicocsificarea lignitului, întrucît conținutul său de gudron se găsește sub limita de 12% care se cere pentru o cocsificare economică. Pe deasupra, semicocsul rezultat ar avea atîta cenușă încît ar fi problematic dacă ar putea fi ars economic, chiar în centrale de forță cu semicocs, care sînt legate local de instalația de semicocsificare. În definitiv, prelucrarea chimică a combustibililor din R.P.R. se va dezvolta

în direcția petrochimiei, adică a prelucrării gazelor naturale și a țițeiului, și nu în direcția prelucrării chimice a gudroanelor de semicocsificare.

În ceea ce privește gazeificarea subterană a lignitului, aceasta constituie, după părerea mea, o problemă a viitorului mai îndepărtat. După experiența dobîndită pînă acum, nu este de așteptat ca prin gazeificarea subterană să se poată obține un gaz de calitate superioară, care ar putea fi adăugat gazului natural. Gazul de la gazeificarea subterană va avea o putere calorifică de 600—1 000 kcal/Nm^3, care va fi utilizat la centrale de forță cu turbine cu gaze. Dezvoltarea continuă a necesarului de energie va avea de decis dacă, în adaus la energia nucleară, gazeificarea subterană va putea fi utilizată pentru scopuri energetice. Pentru gazeificarea subterană pot fi utilizate numai straturile de lignit aflate la adîncimi mari.

În încheiere, vă mulțumesc pentru răbdarea pe care ați avut-o, mai ales că am depășit timpul prevăzut de această conferință. Poate unii dintre Dvs. s-au gîndit că ar fi îndrăzneț ca cineva, abia venit în țară, să țină o conferință despre situația energetică a R.P.R. Sînt de acord cu Dvs. Într-adevăr, este prea îndrăzneț de a se face un asemenea lucru. Cîteodată însă este totuși interesant de a vedea cum se reflectă situația proprie la un observator străin, care vizitează țara numai fugitiv.

Producția de energie a devenit un factor esențial în soarta unei țări. Ea determină în mare măsură standardul de viață al unui popor. În aceste două săptămîni petrecute în R.P.R. am îndrăgit țara și poporul Dvs. Permiteți-mi deci să urez economiei energetice și de combustibil a R.P.R. prosperitate și înflorire și, prin aceasta, poporului ei harnic fericire și bunăstare crescîndă.

INDICII CALITATIVI AI RESURSELOR HIDROENERGETICE POTENȚIALE DE PE TERITORIUL R.P.R.*)

DE

MIRCEA PODANI

I. INTRODUCERE

Studiul de față este o continuare a cercetării întreprinse în cursul anului 1955 în cadrul secției de energetică generală, privitor la metodologia inventarierii resurselor hidroenergetice ale R.P.R. Prima parte se referea la problema metodologiei inventarierii potențialului hidroenergetic și la indicii săi cantitativi [7].

Numai studierea cantitativă a resurselor hidroenergetice nu dă însă un răspuns complet problemelor ce apar la proiectarea și exploatarea construcțiilor hidrotehnice.

De aceea se impune și un studiu calitativ al resurselor hidroenergetice, care reprezintă etapa a doua a unei lucrări de inventariere a lor.

În această lucrare ne-am pus problema determinării acestor indici calitativi ai resurselor hidroenergetice de pe teritoriul R.P.R.

Scopul lucrării este de a determina valorile și relațiile existente între parametrii hidrologici care intervin în mod direct sau indirect la alegerea caracteristicilor amenajărilor hidroenergetice. În acest sens lucrarea este destinată a servi pe de o parte la inventarierea resurselor și pe de altă parte la proiectarea și exploatarea centralelor hidroelectrice de la noi.

Sistematizarea și punerea în evidență a caracteristicilor hidrologice și topografice care determină regimul debitelor prezintă interes în special pentru alegerea parametrilor lacurilor de acumulare ale centralelor hidroelectrice, precum și ai puterilor instalate.

Observațiile hidrometrice, chiar dacă au caracter de masă și se execută pe un șir lung de ani, nu pot da totuși legătura cauzală între debite, regimul lor și factorii care le condiționează. De aceea, în ultimul timp s-a

*) La prezentul studiu, și în special la punctul IV, a colaborat inginer Paul Stegăroiu.

pus un deosebit accent pe studiul genetic, care permite a se stabili relații între diversele elemente (hidrologice, topografice etc.) care condiționează debitele.

Metoda statistică nu permite să se găsească aceste relații și poate servi numai ca instrument în prelucrarea datelor obținute prin observațiile hidrometrice și hidrometeorologice. Prezența datelor hidrologice în studiu este explicată tocmai prin necesitatea stabilirii corelațiilor între diverșii parametri amintiți mai sus. Multe din relațiile care se dau sînt stabilite pentru prima dată și au exactitatea datelor de care se dispune în prezent. S-a căutat să se dea atît relațiile generale pe întreg teritoriul țării, cît și particularizări pe diverse bazine ale cursurilor de apă interioare caracteristice.

Trebuie menționat că pînă în prezent în literatura noastră de specialitate nu există un studiu consacrat analizării parametrilor calitativi din punct de vedere energetic. Au existat numai unele aprecieri asupra diverșilor parametri hidrologici, fără ca acestea să fie făcute cu scop energetic, ci pur hidrologic.

Pentru a găsi legătura între factorii hidrologici calitativi, care să poată servi în calculele hidroenergetice, toate mărimile hidrologice sînt analizate prin prisma calculelor energetice.

O primă problemă care s-a pus în legătură cu studiul calitativ al resurselor hidroenergetice a fost aceea a stabilirii criteriilor științifice pentru clasificarea cursurilor de apă. Unul din aceste criterii este regimul debitelor. În legătură cu aceasta s-au studiat tipurile caracteristice de hidrografe și decalajul între maximele și minimele curbelor hidrografice în vederea interconexiunii între centralele hidroelectrice.

S-a executat și o analiză asupra factorilor care influențează regimul de scurgere, în special asupra influenței pădurii.

Pentru caracterizarea parametrilor de regim s-au cercetat coeficienții de variație și coeficienții regularizării naturale. S-au stabilit o serie de corelații între coeficienții de variație și elementele topografice ale bazinelor, precum și corelația între coeficienții de scurgere și parametrii de regim ai debitelor.

Pentru a răspunde unei probleme ce se pune la inventarierea resurselor hidroenergetice în bazinele mai puțin studiate, s-au stabilit valorile caracteristice ale rapoartelor

$$k_{50\%} = \frac{Q_{50\%}}{Q_m} \text{ și } k_{95\%} = \frac{Q_{95\%}}{Q_m}.$$

Cu acestea se pot calcula valorile potențialului hidraulic corespunzător debitelor cu asigurarea de 50% și 95% pe rîurile insuficient studiate.

Stabilirea legilor de variație a indicilor amintiți constituie o bază în vederea cartării lor pe teritoriul R.P.R.

Ca urmare a cercetării efectuate, se obțin o serie de caracteristici și parametri calitativi ai resurselor hidroenergetice, care au scopul de a servi la proiectarea și exploatarea uzinelor hidroelectrice, constituind în același timp o contribuție la întocmirea *Atlasului resurselor energetice din R.P.R.*

Tabloul nr. 1

Clasificarea cursurilor de apă din R.P.R. după criteriul utilizării complexe (gospodărirea apelor)

Categoria riului		Exemple din R.P.R.	Criteriul hidrologic					Criteriul energetic				Criteriul gospodăririi apelor				
												Navigaţie şi plutărit		Hidroameliorări		Alimentări cu apă
			Suprafaţa bazinului de recepţie S km²	Debitul mediu Q_m m³/s	Coeficientul de variaţie a debitelor medii anuale C_v	Coeficientul de asimetrie C_s	Coeficientul de regularizare naturală $C_r^* = \frac{V_r}{V_{an}}$	Puterea unitară a cursului de apă P_u kW/km	Puterea specifică pe bazin P_s kW/km²	Potenţialul hidroenergetic total al cursului de apă P_{tot} MW	Potenţialul tehnic amenajabil P_{am} MW	Tonajul vaselor T t	Adîncimea navigabilă la debitul mediu h_n m	Suprafaţa irigabilă S_i ha	Debitul minim asigurat în perioada de vegetaţie Q_v m³/s	Debitul minim asigurat în anul escetos Q_a m³/s
1		2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Debitul versanţilor şi păraie		—	Se caracterizează prin lipsa unei albii permanente şi prin nepermanenţa debitului în cursul anului. Aceste debite se pot utiliza energetic în U.H.E. prin captarea lor în canale de coastă şi concentrarea în lacurile de acumulare													
Mici	Munte	Runcul din bazinul Iza	<50	0,1÷1,2	0,20÷0,30	0,4÷1,3	0,4÷0,6	100	5÷20	0,25÷5	0,5÷1,0	Transportul buştenilor pe scocuri	Scurgere tumultoasă cu cascade	—	—	0,1÷0,3
	Şes	Crasna din Bazinul Someş	100÷500	2÷10	0,30÷0,40	0,6÷1,5	0,4÷0,6	50	1÷10	0,25÷2	0,5÷5,0	Idem	0,5÷1,0	Irigaţii grădinăreşti locale	—	0,1÷0,5
Mijlocii	Munte	Someşul Mic Arieş	300÷1 000	2÷10	0,25÷0,35	0,5÷1,3	0,2÷0,5	100÷2 000	50÷200	5÷50	10÷150	Plutărit sistematic	0,5÷1,5	Numai sporadic pe suprafeţe mici	0,5÷1,0	0,5÷2,0
	Şes	Buzăul inferior Crişuri	500÷3 000	10÷30	0,30÷0,45	0,6÷1,5	0,2÷0,5	50÷500	5÷15	20÷40	40÷100	Plute şi bărci pescăreşti	1,2÷2,0	50÷500	1,0÷5,0	1,0÷5,0
Mari	Munte	Oltul superior	3 000÷10 000	20÷100	0,30÷0,55	0,6÷1,5	0,18÷0,30	1 000÷2 000	10÷20	30÷100	100÷300	Plutărit prin amenajări pot deveni navigabile	1,0÷1,5	5 000÷10 000	4÷20	4÷15
	Şes	Siretul	10 000÷30 000	100÷200	0,40÷0,60	0,8÷2,0	0,18÷0,30	500÷1 000	5÷15	40÷150	100÷300		1,5÷2,5	100 000÷300 000	5÷30	5÷20
Fluvii		Dunărea inferioară de la Baziaş la Sulina	370 000÷817 000	5 400—6 300	0,19	0,25	0,16÷0,18	900÷22 000	10	3 000÷4 000	4 000÷6 000	Vase cu tonaj între 4 000÷6 000 Tone	3÷7	2×10^6	1 500	1 400

*) C_r este raportul între volumul de acumulare necesar pentru a se asigura pe riu debitul mediu în anul normal şi între volumu ltota afluent în anul normal.

II. CLASIFICAREA CURSURILOR DE APĂ DE PE TERITORIUL R.P.R.

Clasificarea cursurilor de apă prezintă interes nu numai pentru a sistematiza resursele hidraulice după criterii unice, dar și pentru a avea o evidență a tuturor cursurilor de apă în vederea amenajării lor complexe.

Deși problema pare simplă, ea nu și-a găsit o rezolvare suficientă, dat fiind specificul cursurilor de apă de la noi, unde predomină rîurile mici de munte.

Criteriile după care pot fi clasificate cursurile de apă sînt multiple și depind de scopul urmărit. Astfel din punct de vedere energetic se poate face o clasificare a rîurilor după puterea unitară p [kW/km]. În acest mod se poate obține o idee suficientă asupra calității energetice a rîului respectiv, fără a apela la mărimi cum sînt debitul, căderea, panta etc., cum au încercat a face unii autori.

O clasificare hidrologică se poate face în funcție de regimul debitelor, adică după tipul hidrografului, data apariției viiturilor, după gradul de regularizare naturală, după debitele minime și maxime. Aceste caracteristici interesează în majoritatea cazurilor, ca de exemplu în utilizările energetice, alimentările cu apă potabilă și industrială, hidroameliorări și transport pe apă, de aceea acest criteriu are o valoare practică.

Din punctul de vedere al transportului pe apă, rîurile pot fi clasificate după adîncimea de plutire asigurată, după lungimile de rîu navigabile și după gabaritul vaselor care pot naviga pe rîul dat.

Din punct de vedere hidroameliorativ, este suficientă suprafața ce poate fi irigată din rîul respectiv.

Toate aceste criterii luate izolat sînt unilaterale și nu caracterizează rîul decît pentru un anumit gen de consumatori. Politica rațională a folosirii apelor prevede de obicei utilizări complexe : debitul rîurilor servește nu numai ca sursă de energie, ci și în scopuri de navigație, plutărit, alimentări cu apă și irigații.

De aceea *se impune o clasificare a cursurilor de apă după criteriul utilizării complexe sau*, cu alte cuvinte, *al gospodoririi apelor*, care trebuie să țină seama de toți consumatorii și utilizatorii de apă. Această clasificare este singura obiectivă pentru economia națională și dă o apreciere a cursurilor de apă din punctul de vedere al mai multor consumatori.

În tabloul nr. 1 este dată clasificarea cursurilor de apă după criteriul utilizării complexe preconizat. Propunem această clasificare pentru generalizarea la diverse departamente. Ea poate fi detaliată în cazul că predomină un consumator specific.

III. STUDIUL GENETIC AL HIDROGRAFELOR

Pentru stabilirea genezei debitelor nu sînt suficiente numai simple măsurători de nivele, ci se impune o cercetare a proveniență stocului. Trebuie spus că în majoritatea țărilor europene și în Romînia s-a dat atenție numai observațiilor hidrometrice și densității rețelei stațiunilor. Analiza proveniență stocului a fost însă neglijată. Se impune ca în viitorul

apropiat să se treacă la stabilirea unei rețele sigure și stabile, iar datele obținute de la aceste stațiuni să se analizeze împreună cu rezultatele obținute la stațiuni hidrologice complexe, așa cum se face în U.R.S.S și în unele state apusene. Ca exemplu putem aminti stațiunea Valdei de lîngă Leningrad [8]. Aceste stațiuni complexe, reduse ca număr, pot fi amplasate în cîteva raioane caracteristice din punct de vedere hidrologic și rezultatele lor să fie confruntate. Pe baza acestor date se va putea ajunge la o prognoză a debitelor și deci o exploatare mai eficientă a UHE*).

În felul acesta se vor evita interpretările formale care rezultă din studiul statistic al mărimilor hidrologice.

Deși s-a dispus de date relativ puține și a trebuit să se apeleze la interpretări, s-a reușit totuși a se stabili indicii genetici ai stocului. Astfel, din analiza cîtorva rîuri carpatine caracteristice, am găsit raportul dintre elementele ecuației genezei alimentării, care poate fi scrisă sub forma

$$V_r = V_z + V_p \pm V_a \pm V_s. \qquad (1)$$

Aceste elemente componente ale volumului de apă V_r scurs pe rîu în cursul unui an, într-un punct dat pe rîu, sînt

V_z — stocul sau volumul de apă obținut din topirea zăpezii din bazin ;

V_p — stocul precipitațiilor sub formă de ploaie ;

V_a — stocul subteran de mare adîncime, care poate fi negativ sau pozitiv ;

V_s — stocul subteran de mică adîncime, care este legat în special de nivelul apei din rîu și poate fi de asemenea pozitiv sau negativ.

Dăm, în tabloul nr. 2, valoarea rapoartelor caracteristice pentru geneza stocului rîurilor carpatine pe baza valorilor medii pe mai mulți ani.

Tabloul nr. 2

Tipul rîului	Coeficientul de alimentare din zăpadă $\alpha_z = \frac{V_r}{V_z}$	Coeficientul de alimentare din ploaie $\alpha_p = \frac{V_p}{V_r}$	Coeficientul de alimentare din apele subterane de mare adîncime $\alpha_a = \frac{V_a}{V_r}$	Coeficientul de alimentare din apele subterane de mică adîncime $\alpha_s = \frac{V_s}{V_r}$	Coeficientul stocului subteran $\beta = \frac{V_a + V_s}{V_r}$	Coeficientul stocului de suprafață $\gamma = \frac{V_r - (V_a + V_s)}{V_r}$
De mare altitudine cu alimentare din zăpadă	0,3÷0,4	0,3÷0,4	0,1÷0,2	0,1÷0,2	0,2÷0,4	0,6÷0,8
Cu alimentare mixtă	0,2÷0,3	0,4÷0,6	0,1÷0,15	0,1÷0,2	0,2÷0,3	0,7÷0,9
De altitudine medie cu alimentare din ploi	0,1÷0,2	0,6÷0,7	0,05÷0,1	0,1÷0,2	0,1÷0,2	0,85÷0,9

*) Uzinele hidroelectrice.

Ca valori medii pentru R.P.R. putem da în mod ilustrativ :

$$\alpha_f = 0{,}25,\ \alpha_p = 0{,}50,\ \alpha_a = 0{,}15,\ \alpha_s = 0{,}10.$$

În figura 1 este dat un hidrograf de rîu carpatin (Mureșul la Stînceni) descompus după geneza stocului.

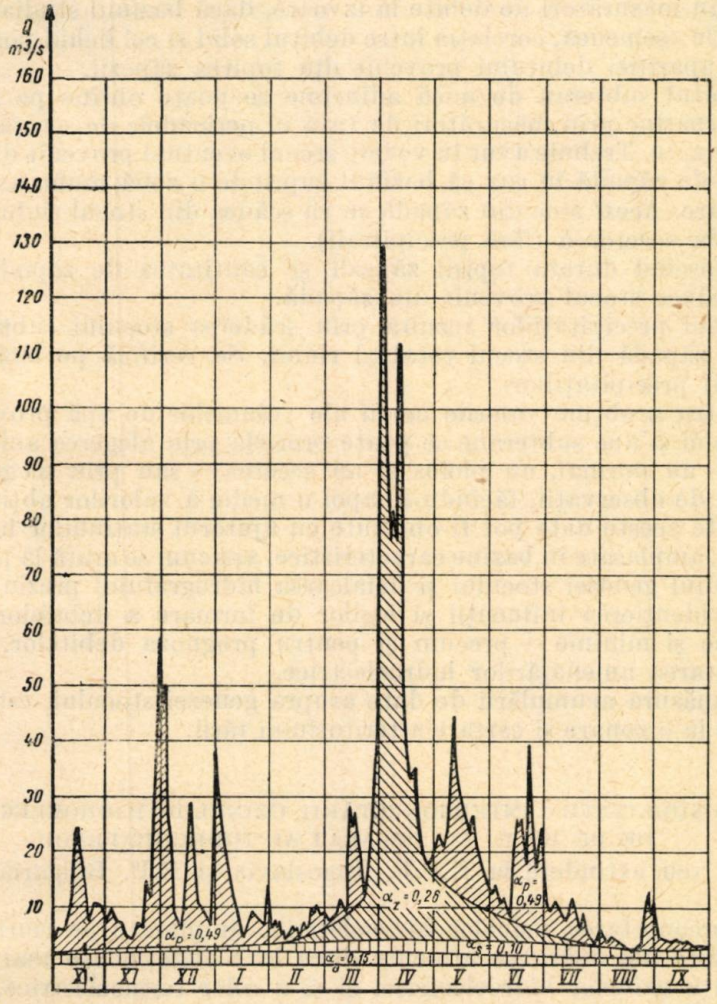


Fig. 1. — Defalcarea schematică a hidrografului rîului Mureș la Stînceni după geneza stocului.

O metodă simplificată de stabilire a proveniență stocului este următoarea :

Se stabilește valoarea precipitației în bazinul studiat atît sub formă de ploaie cît și ca strat de zăpadă. De asemenea, se fac măsurători hidrometrice pe rîu. Valoarea stocului subteran se obține prin măsurători ale

debitului de iarnă, observînd a avea o durată suficientă de temperaturi scăzute constante, pentru a evita topiri de zăpadă sau gheață sau invers înghețul unei părți din stoc. Notînd acest debit prin Q_a și cunoscînd perioada T_a, se obține stocul subteran de adîncime $V_a = Q_a\ T_a$.

Menționăm că valoarea debitului subteran de adîncime se poate obține prin măsurători de debite la izvoare, dacă bazinul studiat permite aceasta. De asemenea, corelația între debitul solid și cel lichid poate indica perioada apariției debitului provenit din topirea zăpezii.

Debitul subteran de mică adîncime se poate obține pe rîurile de munte carpatine prin măsurători de vară în perioadele de secetă suficient de îndelungate. Trebuie avut în vedere stocul eventual provenit din topirea resturilor de zăpadă în caz că bazinul cuprinde o zonă muntoasă de altitudine mare. Acest stoc din zăpadă se va scădea din stocul rîului măsurat în perioada secetoasă (fără precipitații).

Cunoscînd durata topirii zăpezii și cantitatea de zăpadă căzută, putem deduce stocul provenit din zăpadă.

Stocul precipitațiilor rezultă prin scăderea stocului subteran și a celui din zăpadă din stocul total al rîului. Se verifică pe baza duratei și mărimii precipitațiilor.

Pentru a obține valorile medii ale volumelor de apă provenite din zăpadă, ploi și ape subterane se poate proceda prin alegerea anilor caracteristici — an normal, an ploios și an secetos — sau prin alegerea unui șir de ani de observații, făcîndu-se apoi o medie a valorilor obținute.

Toate aceste date pot fi obținute cu ajutorul stațiunilor hidrologice complexe, amplasate în bazine caracteristice, așa cum se arată la punctul V.

Studiul genezei stocului și defalcarea hidrografului prezintă interes pentru evidențierea influenții și legilor de formare a debitelor extreme — maxime și minime — precum și pentru prognoza debitelor, necesară în exploatarea amenajărilor hidroelectrice.

Pe măsura acumulării de date asupra genezei stocului, este necesar a se trece la o zonare și cartare a teritoriului țării.

IV. POSIBILITATEA INTERCONECTĂRII UZINELOR HIDROELECTRICE DE PE RÎURI CU DECALAJ AL HIDROGRAFELOR
(cu extindere la R.P.F. Iugoslavia și R.P. Bulgaria)

Interconectarea uzinelor hidroelectrice amplasate pe rîuri cu regimuri diferite ale debitelor afluente duce la o funcționare mai eficientă nu numai a uzinelor hidroelectrice, ci și a celor termoelectrice, chiar în prezența unor acumulări mici.

Aceasta este posibil datorită liniilor de înaltă tensiune care permit transferul de putere la mare distanță.

Analiza unui mare număr de hidrografe ale rîurilor românești arată că se poate distinge un decalaj între perioadele de apariție a debitelor maxime. Acest decalaj are valoarea maximă între hidrograful mediu fictiv pe mulți ani al bazinelor din Ardealul din vest și nord-vest față de acela al bazinelor de sud și sud-est. Astfel, între maximele hidrografului

Crişului Alb la Chişineu şi al Argeşului la Tunel, se constată un decalaj de circa 50 de zile. Un hidrograf caracteristic pentru R.P.R. poate fi considerat acela a Mureşului la Tîrgul Mureş. In figura 2 se dau hidrografele amintite mai sus ca valori medii lunare.

În general se constată un decalaj de circa 30 de zile între maximele hidrografelor carpatine de nord şi cele de sud. De asemenea, rîurile cu

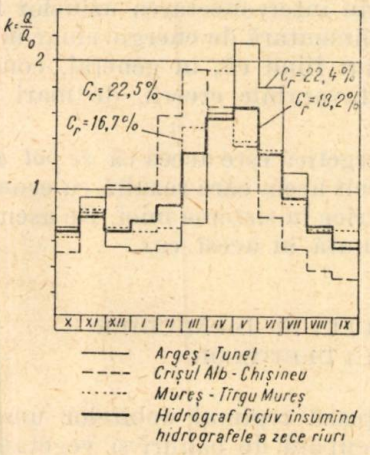


Fig. 2. — Decalajul hidrografelor carpatine din zone diferite.

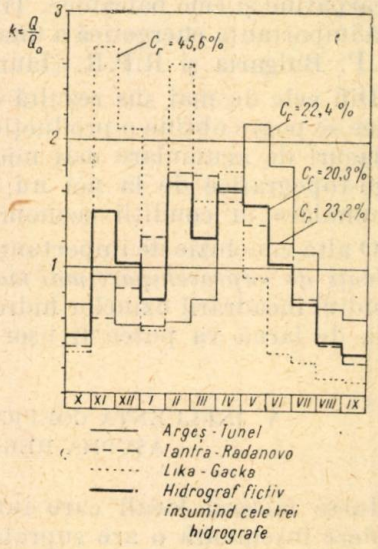


Fig. 3. — Decalajul hidrografelor rîurilor de pe teritoriul R.P.R., R. P. Bulgaria şi R. P. F. Iugoslavia.

hidrografe torenţiale din zone diferite se compensează în mod favorabil. Hidrograful obţinut prin compensarea mai multor tipuri de scurgere rezultă mult mai aplatizat.

Astfel, coeficientul de regularizare naturală C_r al hidrografului mediu pe R.P.R. este de numai 13,2% (cu valori medii lunare) faţă de 22,4% la Argeş—Tunel şi 22,5% la Crişul Alb—Chişineu (date suplimentare asupra coeficientului de regularizare naturală se dau la punctul VI).

Trebuie spus că valorile date mai sus se referă la o perioadă de observaţii pe timp de 25 de ani, deci reprezintă o medie. În diferiţi ani luaţi izolaţi decalajul poate avea valori mai mici sau mai mari, dar aceasta nu influenţează producţia medie de energie.

În legătură cu interconectarea electrică care se prevede după amenajarea centralelor hidroelectrice de mare putere de pe Dunăre, se pune şi problema compensării reciproce a hidrografelor carpatine cu cele dalmatine, alpine (Iugoslavia) şi balcanice (Bulgaria).

Din studiul acestor hidrografe, care se dau în figura 3, rezultă că există o accentuată compensare, datorită regimurilor diferite [6].

Debitele maxime la rîurile cu regim alpin, alimentate din gheţari, apar în cursul verii, iar la rîurile dalmatine în lunile de iarnă.

Astfel, între maximele rîului dalmatin Lika-Gacka, care apar în lunile noiembrie—februarie, şi maximele rîului Argeş-Tunel, decalajul este de aproximativ 150 de zile, respectiv 90 de zile.

Interconexiunea mai permite compensarea producţiei de energie şi în anii cu debite diferite (secetoşi şi ploioşi, care nu coincid geografic). Un important decalaj de circa 90 de zile apare între maximele hidrografelor carpatine şi cele balcanice. Ţinînd seama şi de apropierea geografică, rezultă importanţa energetică a unei interconectări a uzinelor hidroelectrice din R.P. Bulgaria şi R.P.R. (Iantra şi Argeş de exemplu).

Din cele de mai sus rezultă că prin interconectarea uzinelor hidroelectrice se poate obţine o producţie suplimentară de energie chiar în cazul unor lacuri de acumulare mai mici, ştiut fiind că, în general, condiţiile geologo-topografice de la noi nu sînt favorabile creerii de mari lacuri de acumulare în condiţii economice.

O altă concluzie de importanţă energetică este aceea că *se pot admite coeficienţi de supraechipare mai mari* decît aceia care rezultă ca economici din studiul încadrării uzinelor hidroelectrice în sisteme mici. De asemenea, energia de iarnă va putea fi uşor obţinută în acest caz.

V. INFLUENŢA COEFICIENTULUI DE ÎMPĂDURIRE ASUPRA REGIMULUI DEBITELOR

Între factorii locali care influenţează regimul debitelor unui rîu, o pondere însemnată o are suprafaţa ocupată de păduri şi vegetaţie din bazinul dat. Se obişnuieşte a se caracteriza aceasta prin raportul între suprafaţa pădurilor şi suprafaţa totală a bazinului, raport denumit coeficient de împădurire $i = \frac{S_p}{S} 100\%$. Influenţa acestui factor se resimte atît asupra repartiţiei debitelor cît şi asupra eroziunii solului.

Trebuie spus de la început că încercările de a importa rezultatele cercetărilor întreprinse în alte zone fizico-geografice pentru condiţiile de la noi este eronată. Aceasta a dus la discuţii contradictorii privitoare la influenţa pozitivă sau negativă a pădurilor asupra debitelor. Noi pornim de la premiza că influenţa pădurilor asupra debitelor este diferită în funcţie de caracteristicile hidrologice, topografice şi hidrogeologice ale bazinului studiat. Intervine de asemenea vechimea şi structura pădurii.

De aceea se impune cercetarea diverselor bazine caracteristice de la noi, la care dispunem de date hidrometrice, hidrometeorologice şi de date asupra variaţiei coeficientului de împădurire. Această problemă are importanţă energetică şi economică prin faptul că o dată cu schimbarea regimului debitelor şi al eroziunii intervin alte condiţii în proiectarea şi exploatarea construcţiilor hidrotehnice.

Aşa se explică faptul că în numeroase ţări se întreprind studii de acest gen. Amintim cu titlu informativ în special lucrările cercetătorilor sovietici, cehoslovaci şi elveţieni. În Uniunea Sovietică se pune un accent deosebit pe studiul influenţei vegetaţiei asupra debitelor [8].

La noi nu s-a acordat destulă atenție acestor studii, deși în urma defrișerilor intense din trecut au apărut efectele negative concretizate prin creșterea viiturilor, reducerea debitelor minime și accentuarea eroziunilor.

În ultimii ani au fost întreprinse unele studii privitoare la influența vegetației asupra scurgerii [2]. Acestea fac parte din grupa cercetărilor cu caracter genetic, menite să stabilească factorii condiționali ai regimului debitelor.

Studiile privitoare la influența vegetației și în special a pădurilor asupra debitelor rîurilor pot fi grupate în două categorii :

A) Studiul hidrologic complex în stațiuni experimentale situate în condiții fizico-geografice diferite.

B) Studiul datelor hidrometrice și hidrometeorologice făcute pe o perioadă îndelungată pentru bazine la care a existat, în intervalul studiat, o variație importantă a coeficientului de împădurire.

Ambele grupe de cercetări pot fi aplicate cu succes și la noi. Studiul hidrologic pe baza observațiilor în stațiunile experimentale complexe presupune instalarea în cîteva puncte din țară a unor astfel de stațiuni, care să urmărească bilanțul hidrologic al bazinelor alese.

Teritoriul R.P.R. este mai omogen din punct de vedere hidrologic și de aceea studiul genetic cu ajutorul stațiunilor hidrologice complexe pretinde un număr relativ mic de asemenea stațiuni. Astfel ar fi suficient într-o primă fază experimentală un număr de patru stațiuni amplasate în zone cu caracteristici hidrologice specifice cum sînt bazinele Vișeului sau Izei, Mureșului, Argeșului sau Ialomiței, și în bazinul Siretului superior.

Acestea ar da posibilitatea ca în cîțiva ani să se obțină o sumă de date care ar putea pune într-o lumină nouă multe din relațiile dintre factorii condiționali ai stocului, permițînd renunțarea la formulele empirice sau la relații deduse pentru alte zone.

Începînd din anul 1951 s-au întreprins în cadrul ICES [2] observații de acest gen în șapte stațiuni experimentale. Deși prin aceste stațiuni se urmărea rezolvarea unui grup restrîns de probleme, totuși rezultatele sînt bine venite și confirmă observațiile de mai sus.

Concluziile studiului citat sînt net în favoarea împăduririi, demonstrînd rolul pozitiv al acesteia asupra regimului scurgerii. Se constată că într-o pădure cu consistența 0,8, scurgerea de suprafață este de 31,8 ori mai mică decît pe terenul lipsit de vegetații iar eroziunea este de 84 de ori mai mică. Concluzii similare se pot trage și asupra terenurilor plantate cînd în jurul puieților se creează acele gropi farfurii. Se demonstrază rolul important al stratului de litieră în micșorarea scurgerii superficiale și a eroziunii.

Studiul nostru face parte din grupa a doua de metode de cercetare a influenței pădurii asupra regimului debitelor.

În acest scop vom folosi datele privitoare la bazinul rîului Sadu, în punctul Sadu II, unde dispunem de măsurători hidrometrice și hidrometeorologice începînd din anul 1897. S-a ales acest bazin din două motive : în primul rînd pentru că în bazin a avut loc o micșorare bruscă a suprafeței ocupate de pădure în urma unor incendii care au avut loc în anii

secetoşi 1946 şi parţial 1947, iar în al doilea rînd pentru că pe valea rîului Sadu exista deja în funcţiune o cascadă constînd din trei uzine hidroelectrice; deci rîul este de importanţă energetică.

Suprafaţa bazinului aferent staţiunii hidrometrice Sadu II este 226 km² iar debitul mediu $Q_m = 3{,}82$ m³/s. Forma bazinului este alungită. Cota cea mai înaltă din bazin este 2245 md.M., altitudinea medie 1376 md.M., iar panta medie a rîului 31 m/km. Precipitaţia medie în bazin este (1897—1949) de 1065 mm/an.

În staţiunea pluviometrică Sibiu precipitaţia medie pe perioada studiată este de 682,5 mm/an. Aceasta s-a luat ca bază în studiu, dispunînd de măsurători sigure.

Din punct de vedere geologic bazinul constă din formaţii cristalin-gneise, granitoide, biotite, cuarţite, avînd suprafeţe acoperite cu argilă Lehm. Există bogate izvoare permanente care alimentează rîul.

Coeficientul de scurgere $\sigma = 0{,}586$.

Coeficientul de împădurire înainte de incendiu era de circa 75% iar în prezent este de 62%, din care circa 50% răşinoase (brad, pin, molift) şi circa 50% foioase (42% fag).

Din şirul de ani de observaţie s-a ales un număr de şase ani caracteristici (ploioşi, normali şi secetoşi) din perioada dinainte şi după incendiu. Criteriul pentru comparaţie a fost debitul mediu cît mai apropiat şi precipitaţii medii cît mai egale.

În tabloul nr. 3 se dau aceşti ani şi mărimile caracteristice ale debitelor şi precipitaţiilor.

Tabloul nr. 3

Anii cercetaţi	Înainte şi după incendiu	Precipitaţia medie la Sibiu h_m mm/an	Debitul mediu anual Q_{med} m³/s.	$C_r\% = \frac{V_r}{V_{an}} 100$	$K^{lunar}_{max} = \frac{Q_{max}}{Q_{med}}$	$K^{lunar}_{min} = \frac{Q_{min}}{Q_{med}}$	$K^{zi}_{max} = \frac{Q_{max}}{Q_{med}}$	$K^{zi}_{min} = \frac{Q_{min}}{Q_{med}}$
Anii ploioşi	1938—40	809	4,27	30,4	3,13	0,40	6,0	0,18
	1947—48	842	4,16	30,6	3,93	0,40	30,0	0,17
Anii normali	1930—31	713	3,77	21,3	2,26	0,51	5,1	0,23
	1948—49	799	3,74	28,9	3,46	0,28	13,3	0,18
Anii secetoşi	1941—42	550	2,98	23,5	2,44	0,50	4,1	0,217
	1949—50	525	2,91	24,8	2,71	0,35	17,0	0,168

Pe lîngă precipitaţiile şi debitele medii anuale ale anilor caracteristici, în coloanele 6—9 se dau rapoartele între debitele maxime sau minime şi debitul mediu, atît pentru valorile lunare, coloanele 6 şi 7, cît şi pentru cele zilnice, coloanele 8 şi 9. Aceste rapoarte caracterizează gradul de neregularitate al debitelor, deoarece valoarea precipitaţiilor şi repartiţia lor, precum şi debitul mediu, sînt foarte apropiate atît pentru anii care precedă incendiului cît şi după acesta.

Se observă din tablou că rapoartele între debitele maxime şi medii cresc sistematic în cazul valorilor medii lunare de la 1,11 pînă la de 1,53 ori, iar pentru valorile zilnice creşterea este mult mai însemnată, de la 4,15 pînă la de 5 ori mai mari decît rapoartele din anii corespunzători precedenţi încendiului. Aceste cifre arată în mod evident în ce măsură regimul debitelor a devenit mai torenţial. Trebuie spus că în afara influenţei incendiului, se resimte şi efectul defrişerilor, care arată că pînă în perioada primului război mondial, cînd acestea au fost mai intense, gradul de torenţialitate era mai accentuat. În anii de după război, regimul debitelor a devenit mai compensat însă în urma defrişerilor care s-au continuat, regimul tinzînd spre o torenţialitate mai mare care a culminat cu incendiul din 1946.

În privinţa micşorării debitelor minime, se constată că rapoartele $\frac{Q_{min}}{Q_{med}}$ se micşorează de 1,43 ÷ 1,82 ori pentru valorile medii lunare şi de 1,28÷1,30 ori pentru cele zilnice. În anii ploioşi 1939—1940 şi 1947—1948 debitele minime nu sînt caracteristice din cauza succesiunii nefavorabile a anilor. Anul hidrografic 1939—1940 este precedat de un an cu umiditate medie (1938—1939), pe cînd anul 1946—1947 este un an prin excelenţă secetos, deci rezervele subterane au fost complet secătuite. De aceea, o parte din debitele minime ale anului 1947—1948 au servit pentru ridicarea nivelului apelor subterane.

Accentuarea viiturilor şi micşorarea debitelor minime în proporţiile arătate influenţează în mod negativ exploatarea centralelor hidroelectrice existente. Pentru a avea acelaşi efect energetic sînt necesare volume suplimentare de regularizare energetică.

Influenţa despăduririi asupra debitelor solide

Mărirea eroziunii în urma defrişerilor este un fapt general recunoscut. Aceasta rezultă şi din studiul întreprins asupra bazinului Sadu. În trecut nu s-au făcut observaţiuni directe asupra debitului solid. Datele de care dispunem sînt obţinute în parte prin similitudine cu rîul Bîrzava.

Lacul UHE Sadu II, cu o capacitate iniţială de aproximativ 180 000 m³, reţine în special aluviunile corespunzătoare debitelor lichide sub 5 m³/s, deoarece suplimentul de debit este deviat printr-o galerie de descărcare care ocoleşte lacul. Cu toate acestea, pentru nevoile exploatării a fost deseori necesar să se execute curăţiri ale cuvetei, extrăgîndu-se nisip şi nămol între 6 000 şi 8 000 m³/an.

În anul 1948, după incendiul amintit, debitul solid atingea valoarea maximă de 1,84 kg/s, adică de 5,5 ori mai mult decît media pe 53 de ani. În anul 1941, volumul aluviunilor cu debitul de 4,58 m³/s era de 44 800 t/an, iar în anul 1948 la un debit mai mic, de numai 3,97 m³/s, corespunde volumul de 58 200 t/an. Din această cauză, volumul util al lacului Sadu II s-a micşorat simţitor, datorită puternicii colmatări. Aluviunile depuse în canalul de fugă au dus la creşterea cotei de redare a apelor în aval la UHE Sadu I, deci la înrăutăţirea funcţionării turbinelor.

Din aceste observații rezultă că la amenajările pe rîurile unde au loc reduceri ale suprafețelor împădurite se impune a se crea volume suplimentare de acumulare care să preia depunerile. Trebuie asigurate goliri și posibilități de spălare a cuvetelor mai eficiente.

În ceea ce privește influența pădurii asupra apelor subterane, se constată că acolo unde dispare pădurea se micșorează debitul izvoarelor, fapt care explică în parte reducerea debitelor în perioadele secetoase. Influența negativă de adîncire a pînzei freatice nu are importanță în perioada apelor mici, deoarece pînza freatică este la mare adîncime. Pentru exemplificare arătăm că, din cauza defrișerilor care au avut loc în bazinele Bistriței (afluentul Someșului Mare) și Firizei (afluentul Lăpușului), s-au redus debitele minime, fapt ce a produs greutăți în alimentarea cu apă potabilă a localităților Bistrița și Baia Mare, debitul calculat anterior nemaifiind asigurat.

Din cele expuse mai sus cu privire la influența pădurii asupra regimului debitelor, se pot trage următoarele concluzii :

— Pădurea influențează în mod pozitiv regimul debitelor lichide și solide în condițiile din R.P.R., micșorează viiturile, crește debitele minime și reduce eroziunile ;

— În cazul proiectării uzinelor hidroelectrice pe rîuri în care suprafețele de pădure s-au redus dintr-o cauză oarecare, trebuie avută în vedere influența negativă a acestei reduceri asupra regimului debitelor și eroziunilor prin crearea de volume acumulatoare ;

— În cazul rîului Sadu, care prezintă interes energetic, se constată cele afirmate mai sus. Efectele negative sînt în parte micșorate datorită instalării arbuștilor și lăstăririi parțiale a arborilor tăiați, ceea ce a permis menținerea stratului de litieră ;

— Pentru a se stabili influența cantitativă și calitativă a pădurilor, este necesar să se inființeze stațiuni hidrologice complexe, așa cum s-a arătat mai sus.

Dacă din anumite motive nu poate fi menținută suprafața împădurită, aceasta se poate compensa prin crearea de lacuri acumulatoare cu volume de rezervă pentru aluviuni și viituri pe cursul principal și afluenți.

VI. COEFICIENTUL DE REGULARIZARE NATURALĂ A DEBITELOR C_r

Ca indice calitativ al repartiției debitelor în cursul anului, recomandăm coeficientul de regularizare naturală a debitelor C_r.

Acesta reprezintă raportul dintre volumul lacului de acumulare necesar pentru a asigura o regularizare anuală completă (la debit constant) și volumul total scurs pe rîu (stocul), adică

$$C_r = \frac{V_r}{V_{an}} 100\,\%.$$

Acest indice este asemănător ca structură cu coeficientul de acumulare α cunoscut în hidroenergetică.

Trebuie menționat că în prezent nu există date în R.P.R. privitoare la acest indice. În studiul de față s-a efectuat cercetarea acestui indice calitativ atît din punctul de vedere al valorii sale, cît și al legilor de variații în condițiile bazinelor carpatine.

În tabloul nr. 1, privitor la clasificarea cursurilor de apă, se dau valorile acestui coeficient pentru grupurile de rîuri de la noi.

Importanța energetică a acestui indice calitativ constă în aceea că indică gradul de regularizare naturală, volumul lacului pentru regularizare anuală completă și scoate în evidență influența factorilor care schimbă regimul natural al debitelor (de exemplu influența coeficientului de împădurire asupra regimului debitelor).

Din analiza unui mare număr de curbe de durată s-au dedus valorile lui C_r la stațiunile hidrometrice principale din R.P.R. Se constată că pe teritoriul R.P.R. valoarea coeficientului C_r depinde de altitudinea stațiunii hidromotrice. Valoarea minimă corespunde Dunării inferioare cu $C_r = 16\%$ (Brăila), iar valoarea maximă stațiunii Dobrești cu $C_r = 43\%$. Afară de aceste extreme, se constată prezența unui maxim corespunzător cotei circa 300 md.M. după care urmează o scădere, minimul curbei fiind în jurul cotei 500 md.M. În afară de această analiză, pe întreaga țară s-a făcut studiul diverselor bazine mai importante ca Mureș, Jiu, Olt, Someș, pentru care s-a dedus variația coeficientului C_r în funcție de altitudinea stațiunii.

În figura 4 se dau aceste curbe pentru bazinele de mai sus. Se constată că alura curbelor este aceeași ca pe întreg teritoriul țării, adică o creștere pînă la cota 300 m, apoi un minim în jurul cotei de 500 m, după care valoarea C_r crește din nou.

Se pot obține expresiile analitice de forma $C_r = f(H)$ pentru diverse rîuri. De exemplu, pentru rîul Olt, între altitudinile pe rîu de la 300 la 700 m, valorile lui C_r sînt date de expresia

$$C_r = 1{,}25.10^{-4}\, H^2 - 0{,}12\, H + 52{,}9.$$

Variația coeficientului C_r, așa cum se vede din graficul din figura 4, este explicată în parte de prezența pădurilor cu efect compensator și de gradul de alimentare subterană a rîurilor, care este în funcție de structura geologică, precum și de compensarea reciprocă a debitelor provenite de la diferiți afluenți ai aceluiași rîu. Fenomenul în mare este foarte evident la fluviul Dunărea, care are un regim compensat datorită unor afluenți din bazine diferite (alpine, carpatine, dalmatine, balcanice etc.).

S-a încercat a se găsi o legătură între suprafața bazinului și mărimea coeficientului de regularizare naturală a debitului și s-a observat că nu există o legătură suficient de strînsă decît pentru rîuri izolate.

În ceea ce privește variația lui C_r în funcție de coeficientul de scurgere σ, după cum se vede din figura 5, aceasta crește o dată cu creșterea lui σ. Totuși, pe întreaga țară este greu de stabilit o corelație suficient de strînsă, aceasta fiind posibil numai pe bazine luate izolat.

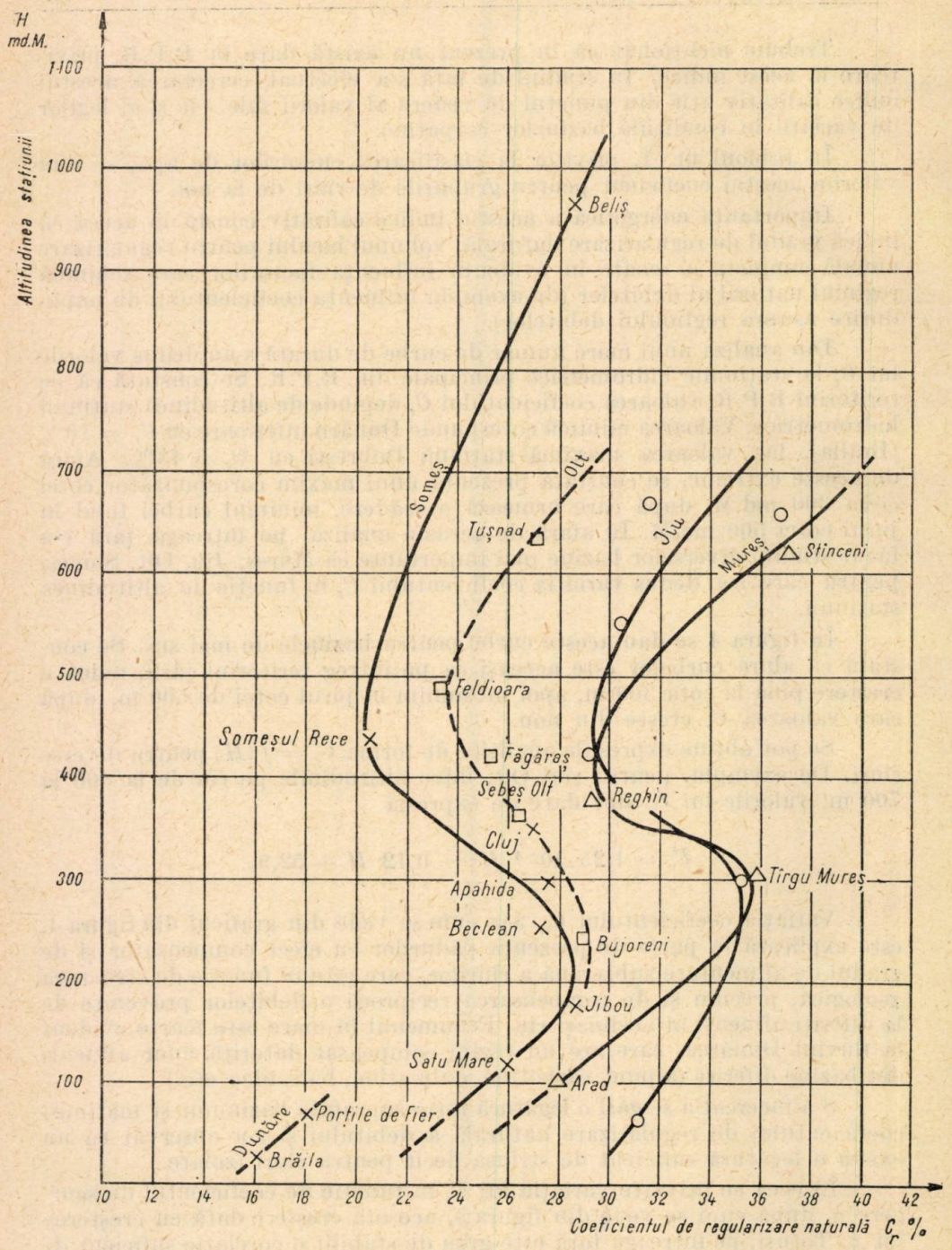


Fig. 4. — Variația coeficientului de regularizare naturală a debitului în funcție de altitudinea stației hidrometrice.

În funcție de coeficientul de scurgere se pot da următoarele expresii analitice valabile pentru toată țara :

$$C_r = 66{,}7\ \sigma^2 - 60\sigma + 44{,}4 \text{ pentru } \sigma = 0{,}5 \div 0{,}9$$

și

$$C_r = -176{,}66\ \sigma^2 + 160{,}33\ \sigma - 5 \text{ pentru } \sigma = 0{,}2 \div 0{,}5.$$

Expresiile de mai sus permit determinarea valorii coeficientului C_r în cazul cînd lipsesc datele hidrometrice pentru diverse bazine carpatine. Aceasta are importanță pentru studiul calitativ al resurselor hidroenergetice, precum și pentru alegerea zonei optime de amplasare a lacurilor

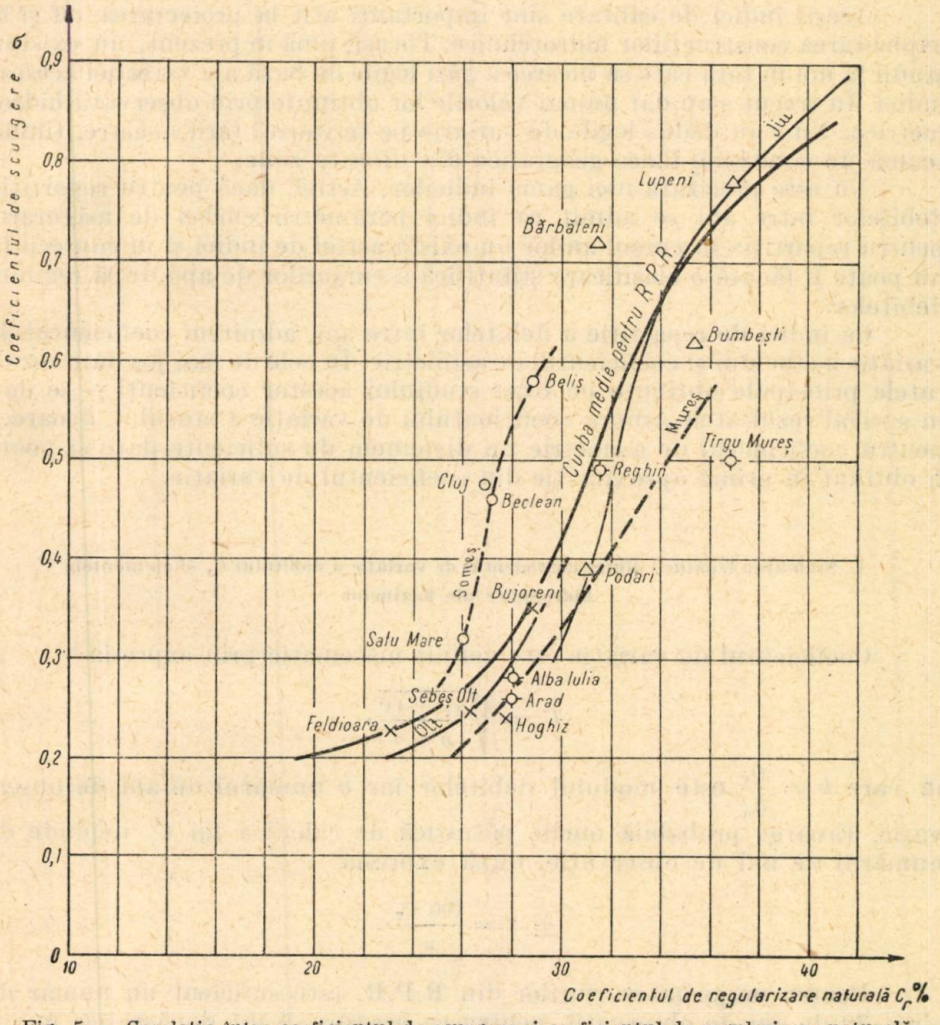


Fig. 5. — Corelația între coeficientul de scurgere și coeficientul de regularizare naturală a debitului pentru bazine caracteristice.

de acumulare pentru regularizarea sezonieră sau anuală completă. Zonei de minimum a lui C_r îi corespunde amplasamentul optim, în cazul cînd condițiile geologice și topografice sînt similare în amplasamentele ce se compară. Dacă se urmărește atenuarea maximă a viiturilor, atunci este favorabil amplasamentul lacurilor în zonele de maxim ale coeficientului C_r.

VII. STUDIUL COEFICIENȚILOR DE VARIAȚIE A STOCULUI

Scopul principal al studiului este stabilirea indicilor de calitate ai resurselor hidroenergetice de pe teritoriul R.P.R.

Acești indici de calitate sînt importanți atît la proiectarea cît și la exploatarea construcțiilor hidrotehnice. Totuși, pînă în prezent, nu existau studii la noi în țară care să încerce a găsi legile de bază ale variației acestor indici. În trecut s-au dat numai valorile lor obținute prin observații hidrometrice. Nu s-au dedus legile de variație pe teritoriul țării noastre, ținînd seama de condițiile fizico-geografice din diferite zone.

Nu este precizată nici gama indicilor. Astfel, dacă pentru repartiția debitelor între ani se admit ca indici parametrii curbei de asigurare, pentru repartiția în cursul anilor nu există astfel de indici și în consecință nu poate fi făcută o clasificare științifică a cursurilor de apă după regimul debitelor.

Ca indici de repartiție a debitelor între ani, admitem coeficientul de variație a stocului și coeficientul de asimetrie. În cele de mai jos dăm rezultatele principale obținute pe baza studiului acestor coeficienți — se dau în special rezultatele asupra coeficientului de variație a stocului, deoarece pentru coeficientul de asimetrie nu dispunem de suficiente date și poate fi obținut în primă aproximație din coeficientul de variație.

1. Stabilirea legăturii dintre coeficientul de variație a debitului C_v și elementele hidrologice ale bazinelor

Coeficientul de variație este definit matematic prin expresia

$$C_v = \sqrt{\frac{(k-1)^2}{n-1}},$$

în care $k = \frac{Q_1}{Q_0}$ este modulul debitelor iar n numărul de ani de observație. Eroarea probabilă medie pătratică de calcul a lui C_v depinde de numărul de ani de observație, după expresia

$$\pm \varepsilon = \frac{100\ C_v}{n}.$$

Pentru majoritatea rîurilor din R.P.R. este suficient un număr de circa 30 de ani de observații, pentru ca eroarea să nu depășească în valoare absolută 10%, cît se admite de obicei în calculele hidroenergetice.

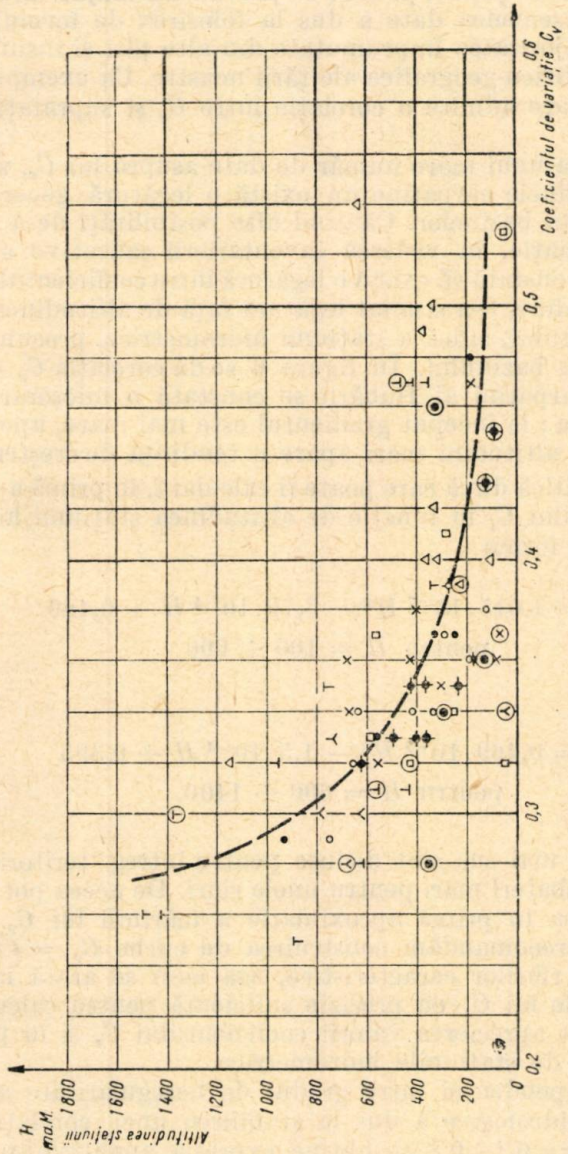


Fig. 6. — Corelația între coeficientul de variație și altitudinea stației.

În general, la noi datele au erori în limitele admisibile numai pentru rîuri mai importante. Determinarea și utilizarea potențialului hidroenergetic al țării cere însă cunoașterea mărimii coeficientului de variație și pentru rîurile mijlocii și mici pe care se prevăd amenajări hidroelectrice. Neexistența unor asemenea date a dus la folosirea de formule empirice și semiempirice, majoritatea împrumutate din alte țări și insuficient verificate în condițiile fizico-geografice ale țării noastre. Ca exemplu dăm formula Sokolovski, care admite o corelație între C_v și suprafața bazinului $C_v = f(S)$.

Făcînd analiza unui mare număr de date asupra lui C_v, s-a ajuns la concluzia că în bazinele carpatine nu există o legătură general valabilă între C_v și suprafața bazinelor. Căutînd alte posibilități de a se exprima coeficientul de variație, în vederea inventarierii calitative a resurselor hidroenergetice, se constată că există o legătură între coeficientul de variație a debitului și altitudine. S-a studiat legătura față de altitudinea punctului de măsurare a debitului, adică a stațiunii hidrometrice, precum și față de altitudinea medie a bazinului. În figura 6 se dă corelația $C_v = f(H_{\text{stație}})$. La toți afluenții carpatini ai Dunării se constată o micșorare a valorii lui C_v cu altitudinea; la început gradientul este mai mare, apoi se ajunge la un palier, iar la altitudini mari apare o tendință de creștere a lui C_v.

Expresia analitică după care poate fi calculată, în primă aproximație, valoarea coeficientului C_v în funcție de altitudinea stațiunii hidrometrice poate fi pusă sub forma

$$C_v = 1{,}615 \cdot 10^{-7} H^2 - 3{,}79 \cdot 10^{-4} H + 0{,}489$$
$$\text{pentru } H = 100 \div 600$$

și

$$C_v = 0{,}469 \cdot 10^{-7} H^2 - 1{,}5 \cdot 10^{-4} H + 0{,}395$$
$$\text{pentru } H = 600 \div 1400.$$

Expresiile de mai sus sînt deduse pentru întreg teritoriul R.P.R. și deci pot apărea abateri mari pentru unele rîuri. De aceea pot fi utilizate pentru determinarea în primă aproximație a mărimii lui C_v. Pentru o mai mare precizie recomandăm construirea de curbe $C_v = f(H)$ pentru diferite bazine ale rîurilor caracteristice, așa cum se arată în figura 7. Acestea dau valorile lui C_v cu precizie suficientă pentru calculele hidroenergetice și permit aprecierea valorii coeficientului C_v și în punctele de pe rîu îndepărtate de stațiunile hidrometrice.

Cercetarea dependenței între gradul de neregularitate al debitelor și caracteristicile hidrologice a dus la stabilirea unei corelații de tipul $C_v = f(\sigma)$. Pentru $\sigma = 0{,}1 \div 0{,}8$ se obține expresia analitică aproximativă

$$C_v = 0{,}65\sigma^2 - 1{,}015\,\sigma + 0{,}696,$$

valabilă pentru întreaga țară.

Curba corespunzătoare se dă în figura 8. Se observă că punctele sînt mai puțin strînse în jurul curbei, fapt ce arată că intervin o serie de factori suplimentari în diferitele bazine. De aceea, relația este valabilă

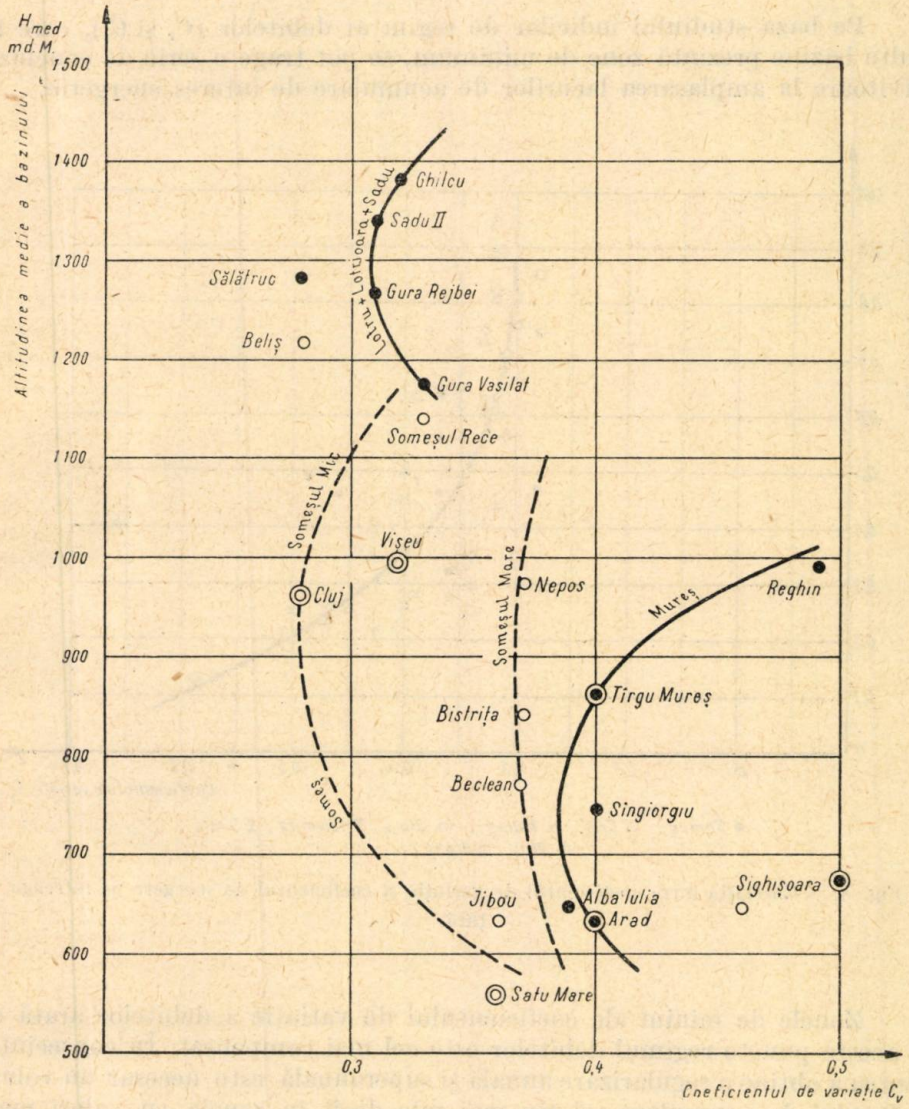


Fig. 7. — Variația coeficientului de variație în funcție de altitudinea medie a bazinului de recepție.

numai pentru calcule preliminare. Se impune ca, după ce se va dispune de noi date hidrometrice să se construiască curbe de acest gen pentru bazinele rîurilor principale.

2. Zonele de amplasare optimă ale lacurilor de acumulare după regimul debitelor

Pe baza studiului indicilor de regim ai debitelor (C_r și C_v), care la multe bazine prezintă zone de minimum, se pot trage o serie de concluzii privitoare la amplasarea lacurilor de acumulare de interes energetic.

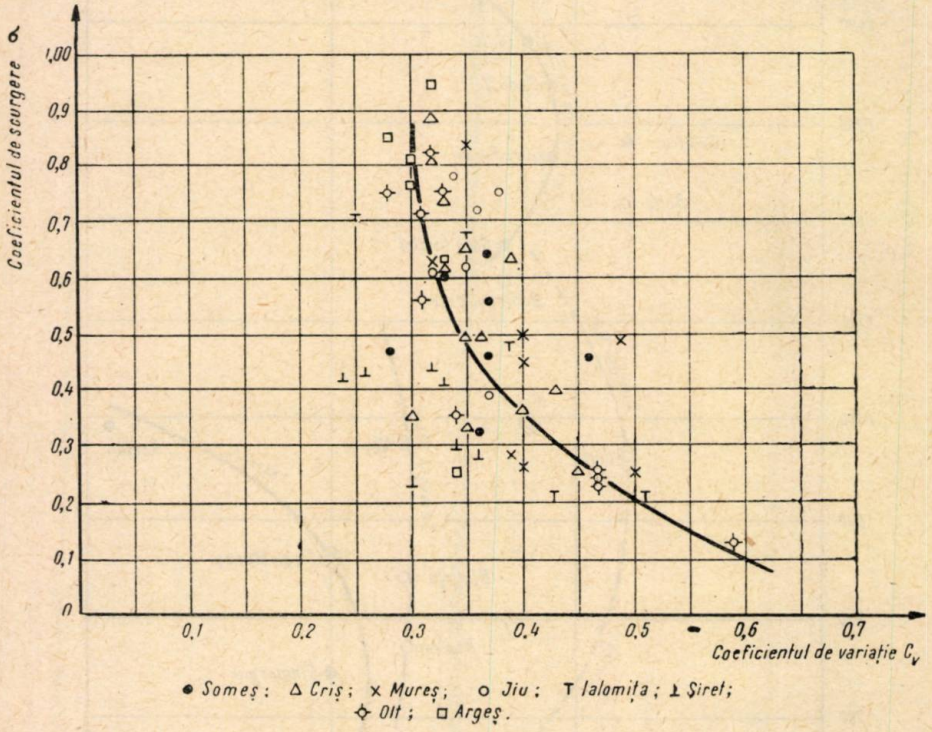


Fig. 8. — Corelația între coeficientul de variație și coeficientul de scurgere pe întreaga țară.

Zonele de minim ale coeficientului de variație a debitelor arată că în aceste puncte regimul debitelor este cel mai compensat. În consecință, pentru a obține o regularizare anuală și superanuală este necesar un volum al lacului de acumulare relativ mai mic decît în zonele cu valori mari ale lui C_v. De aceea, la alegerea amplasamentelor, în cazul cînd condițiile geologice și topografice sînt similare, este necesar să se țină seama și de considerentul de mai sus. În cazul cînd se urmărește o atenuare maximă a viiturilor, apare ca favorabilă amplasarea lacurilor de acumulare în zona de maximum a coeficientului C_v.

VIII. STABILIREA MODULELOR $k_{50\%}$ ŞI $k_{95\%}$ PE RÎURILE DE INTERES ENERGETIC DIN R.P.R. ÎN CAZUL DATELOR HIDROMETRICE INSUFICIENTE

Modulele $k_{50\%}$ şi $k_{95\%}$ reprezintă raportul între valorile debitului cu asigurarea de 50%, respectiv 95%, şi debitul mediu.

Se ştie că în normele internaţionale potenţialul hidroenergetic se calculează cu debitele de asigurare 50%, care reprezintă potenţialul mediu, iar potenţialul minim se calculează la o asigurare a debitelor de 95%.

La noi calculele s-au întreprins pentru debitul mediu aritmetic care este mai uşor de dedus pe cale directă şi indirectă.

Pentru a avea însă valorile potenţialului aşa cum prevăd normele, este suficient să deducem modulele $k_{50\%}$ şi $k_{95\%}$. Rezultă deci că aceşti parametri prezintă o deosebită importanţă pentru întocmirea cadastrului hidroenergetic. Pînă în prezent în majoritatea studiilor întocmite valorile $k_{50\%}$ şi $k_{95\%}$ au fost admise prin similitudine cu rîurile care dispun de suficiente date, fără a avea un criteriu matematic.

Din cercetarea parametrilor curbei de asigurare, în special a coeficientului de variaţie, se poate ajunge la un criteriu ştiinţific de determinare a modulelor arătate.

Nu este cazul a se insista asupra influenţei pe care o are coeficientul de variaţie şi coeficientul de asimetrie asupra curbei de asigurare. Aceasta este o problemă tratată în literatură. Menţionăm doar că mărimea lui C_v determină alura aplatisată sau mai puţin compensată a curbei de asigurare. Influenţa coeficientului de asimetrie se resimte mai ales în zonele extreme ale curbei de asigurare.

Analizînd curbele de asigurare deduse pe bază de date suficient de precise, am ajuns la concluzia că, prin intermediul valorilor lui C_v, se poate ajunge la expresiile

$$k_{50\%} = 0{,}78 - 0{,}30\, C_v,$$

$$k_{95\%} = 0{,}52 - 0{,}83\, C_v,$$

ale modulelor $k_{50\%}$ şi $k_{95\%}$.

Expresiile sînt valabile pentru rîurile interioare cu $C_v = 0{,}25 \div 0{,}55$.

Pentru fluviul Dunărea, cu debite mult mai compensate, aceste expresii devin

$$k_{50\%} = 0{,}42\, C_v + 0{,}9,$$

$$k_{95\%} = 0{,}37\, C_v + 0{,}5.$$

Valorile lui C_v, în cazul rîurilor cu date hidrometrice insuficiente, pot fi luate din curbele şi expresiile analitice indicate la punctul VII al studiului. Aceasta permite ca în mod practic, într-un timp scurt, să efectuăm numeroase calcule asupra potenţialului cu asigurarea de 50% şi 95%, chiar pentru rîuri cu foarte puţine date hidrometrice.

Trebuie să menţionăm că pot exista zone în care valoarea modulului $k_{50\%}$ să fie crescătoare cu altitudinea iar a lui $k_{95\%}$ descrescătoare.

Aceasta se explică prin influența coeficientului de asimetrie care diferă de valoarea admisă $C_s = 2\,C_v$.

De asemenea, din studiul modulului $k_{95\%}$, în funcție de altitudinea medie a bazinului, se observă o scădere a valorii lui de la cota 200 md.M. pînă la cota 600 md.M. în limitele a 0,4 ÷ 0.18. După această altitudine urmează o creștere la 0,18 ÷ 0,27 pînă la cota aproximativă 1 100 md.M În intervalul de altitudine de la 1 100—1 800 md.M. valoarea lui $k_{95\%}$ scade din nou de la 0,27 pînă la 0,15.

Altitudinea este aceea corespunzătoare valorii medii pe bazin.

IX. CONCLUZIILE DE IMPORTANȚĂ ENERGETICĂ CE REZULTĂ DIN STUDIU

Din studiul întocmit rezultă o serie de concluzii de importanță energetică. Rezultatele principale au fost arătate la fiecare capitol în parte. Concluziile generale axate pe ideia determinării potențialului hidroenergetic sînt următoarele :

1. În vederea întocmirii unui atlas hidroenergetic sau pentru inventarierea potențialului hidroenergetic este necesar să se stabilească o serie de indici calitativi ai resurselor hidroenergetice. Pînă în prezent la noi nu există un studiu al acestor indici.

2. Pentru amenajarea complexă a cursurilor de apă este necesar a se cunoaște clasa în care se înscrie rîul respectiv, pe baza importanței lui pentru economia națională. În scopul stabilirii unui criteriu unic de clasificare s-a propus o schemă conform celei din tabloul nr. 1. Criteriul de clasificare este criteriul utilizării complexe sau al gospodăririi apelor, bazat pe interesele economiei naționale.

3. Din studiul genetic al hidrografelor rezultă aportul pe care îl dau precipitațiile sub forma de ploaie, zăpadă și apele subterane, în stocul anual. Această analiză poate fi utilă pentru studiul debitelor extreme, precum și pentru o prognoză de proiectare și exploatare a UHE.

4. Studiul decalajului între hidrografe arată că se poate obține o compensare a graficului producției UHE pe baza interconexiunii electrice a uzinelor pe rîuri cu regimuri diferite. Pe teritoriul R.P.R. decalajul maxim se observă între rîurile carpatine de nord și cele de sud. Suprapunerea hidrografelor cu mai multe viituri aduc o compensare a celor cu viitura mică de primăvară. Față de hidrografele dalmatine, alpine și balcanice avem un decalaj sezonier, deci o compensare optimă și o creștere a producției în lunile de iarnă. Volumele lacurilor de acumulare pentru același efect compensator sînt mai mici în acest caz.

5. Analiza influenței împăduririi asupra regimului debitelor arată că, pentru rîurile de interes energetic de la noi, pădurea are un efect pozitiv, atît compensator prin micșorarea viiturilor, cît și prin creșterea debitelor minime. De asemenea, cantitatea aluviunilor se micșorează (tabloul nr. 3).

6. Ca indice de calitate care indică gradul de regularizare naturală poate fi luat coeficientul de regularizare naturală C_r. În studiu se indică natura și utilizarea lui în scopuri energetice.

7. Studiul coeficienților de variație ne duce la concluzia că există o corelație între aceştia şi altitudinea bazinului, precum şi între aceştia şi coeficientul de scurgere. Nu există o corelație în funcție de suprafața bazinului, deci formulele bazate pe aceste date nu pot fi utilizate. În studiu se dau graficele şi formulele de calcul.

8. Există o zonă optimă de amplasare a lacurilor de acumulare anuală şi superanuală, care corespunde minimului curbei $C_v = f(H)$.

9. Coeficienții $k_{50\%}$ şi $k_{95\%}$ pot fi deduşi pe baza parametrilor statistici conform metodicei indicate.

În studiu se mai dau unele date care pot servi la trecerea de la o cercetare statistică formală, la o cercetare genetică a resurselor hidroenergetice.

КОЛИЧЕСТВЕННЫЕ ПОКАЗАТЕЛИ ПОТЕНЦИАЛЬНЫХ ГИДРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕСУРСОВ НА ТЕРРИТОРИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Целью настоящей работы является выявление качественных характеристик потенциальных гидроэнергетических ресурсов РНР. Для установления качественных показателей этих ресурсов были исследованы с генетической точки зрения факторы, влияющие на режим расходов водотоков, и законы изменения показателей в зависимости от физико-географических элементов водосборных бассейнов рек.

В целях систематизации была дана схема классификации водотоков по различным критериям, имеющим значение для народного хозяйства.

Исследованными качественными показателями являются коэффициенты образования стока, коэффициент вариации стока и коэффициент естественного зарегулирования. На основании этих коэффициентов установлены параметры $K_{50\%}$ и $K_{95\%}$, представляющие интерес при вычислении гидроэнергетического потенциала в случае недостатка гидрометрических данных.

Из проведенного исследования вытекает ряд выводов, имеющих значение с энергетической точки зрения.

В настоящую работу не включены технико-экономические показатели ресурсов.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схематическое распределение площади гидрографа реки Муреш в Стынчени по критериям генезиса стока.

Рис. 2. — Различие гидрографов карпатских рек.

Рис. 3. — Различие гидрографов рек на территории РНР, НРБ и ФНРЮ.

Рис. 4. — Изменения коэффициента естественной зарегулированности расходов на различных высотах расположения гидрометрических станций.

Рис. 5. — Соотношение между коэффициентом стока и коэффициентом естественной зарегулированности расходов по характерным бассейнам.

Рис. 6. — Соотношение между коэффициентом вариации стока и высотой расположения станции.

Рис. 7. — Колебания коэффициента вариации стока на средних высотах расположения водосборного бассейна.

Рис. 8. — Соотношение между коэффициентом вариации стока и коэффициентом стока на территории РНР.

INDICES QUALITATIFS DES RESSOURCES HYDRO-ÉNERGÉTIQUES POTENTIELLES DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

(RÉSUMÉ)

Le but de ce travail est de mettre en évidence les caractéristiques qualitatives des ressources hydro-énergétiques potentielles. Aux fins d'établir les indices qualitatifs de ces ressources, on a analysé au point de vue de la genèse des facteurs qui influencent le régime des débits et les lois de variation de ces indices, en fonction des éléments de géographie physique des bassins de réception des cours d'eau.

Afin de préciser les notions, il a été nécessaire de faire une classification des cours d'eau d'après divers critères, qui offrent de l'importance pour l'économie nationale.

Les indices qualitatifs analysés sont les coefficients de genèse du stock, le coefficient de variation des débits et le coefficient de régularisation naturelle. En vertu de ces derniers, on a déterminé les paramètres $k_{50\%}$ et $k_{95\%}$, qui présentent de l'intérêt pour le calcul du potentiel hydro-énergétique dans le cas de l'insuffisance des données hydrométriques.

Il résulte de cette étude une série de conclusions importantes au point de vue énergétique.

On n'a pas compris dans ce travail des données sur les indices qualitatifs des ressources aménageables au point de vue technique et économique.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Défalcation schématique de l'hydrographe de la rivière Mureș à Stînceni après la genèse du stock.

Fig. 2. — Décalage des hydrographes carpatiques de différentes zones.

Fig. 3. — Décalage des hydrographes des rivières du territoire de la R.P.Roumaine, de la R. P. de Bulgarie et de la R. P. F. de Yougoslavie.

Fig. 4. — Variation du coefficient de régularisation naturelle en fonction de l'altitude de la station hydrométrique.

Fig. 5. — Corrélation entre le coefficient d'écoulement et le coefficient de régularisation naturelle, selon les bassins caractéristiques.

Fig. 6. — Corrélation entre le coefficient de variation et l'altitude de la station.

Fig. 7. — Oscillations du coefficient de variation en fonction de l'altitude moyenne du bassin de réception.

Fig. 8. — Corrélation entre le coefficient de variation et le coefficient d'écoulement pour le territoire de la R.P.R.

BIBLIOGRAFIE

1. ***, Anuarele Hidrografice I.S.P.E.
2. Arghiriade C. şi Abagiu P., *Contribuţie la studiul scurgerilor de suprafaţă în diferite condiţii de relief, sol şi vegetaţie în R.P.R.* Revista pădurilor, 1955, nr. 9.
3. Constantinescu M., Goldstein M., Horam V. şi Solomon S., *Hidrologia.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1956.
4. Lvovici M. L., *Opit klassificatii rek SSSR*, în Trudî GGI Moscova-Leningrad, 1938, vol. 6.
5. Pavel D., *Plan général d'aménagement des forces hydrauliques en Roumanie.* I.R.E., Bucureşti, 1933.
6. Podani M., *Resursele energetice ale Iugoslaviei şi utilizarea lor.* Energetica, 1955, nr. 12.
7. Podani M., *Metodologia întocmirii cadastrului hidro-energetic pe teritoriul R.P.R.*, Studii şi cercetări de Energetică, t. VI, nr. 1—2, 1956.
8. Urîvaev V. A., *Experimentalnie ghidrologhiceskie issledovaniia na Valdue.* Leningrad, 1953.
9. Yevdevic V. M.. *Metode izucivenia voduih enega, Energetski izvori Jugoslavie*, 1956, Belgrad.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL CONSUMULUI SPECIFIC DE ENERGIE ÎN CAZUL UNEI PRODUCȚII CVASIOMOGENE

DE

MARCEL BIENER și ION IORDACHE

După cum se știe, consumul specific de energie este raportul dintre cantitatea de energie consumată într-o anumită perioadă de timp de către un sistem tehnic și cantitatea de producție realizată în acea perioadă

$$w = \frac{W}{A}.$$

În această relație, energia consumată W se exprimă în unități corespunzînd formei sub care este folosită energia, sau formei de energie de referință la care se raportează consumul de energie (de exemplu kWh, kcal etc.); cantitatea de producție realizată A se exprimă în unități de produs (de exemplu tone bucăți, m^3 etc.), iar consumul specific de energie w se exprimă în unități de energie raportate la unitatea de producție (de exemplu kWh/tonă, kcal/m^3 etc.).

Pentru o determinare univocă a consumului specific de energie, este necesar să se dispună de unități de referință pentru mărimile ce intră în expresia consumului specific de energie, general valabile în cazul sistemului tehnic analizat și în condițiile de producție date. De asemenea, aceste unități trebuie să permită o comparare a sistemului tehnic analizat cu alte sisteme tehnice analoge din punct de vedere tehnologic.

Din analiza acestor mărimi se vede că energia consumată poate fi întotdeauna exprimată printr-o unitate general valabilă, fie datorită faptului că energia apare în sistem numai sub o singură formă, fie că se procedează la o echivalare a diverselor forme de energie ce apar, cu reducerea lor la o formă de energie de referință. Ca formă de energie de referință se alege, de obicei, energia electrică sau cea termică. În unele cazuri, în deosebi atunci cînd se analizează sisteme tehnice complexe, sau care produc purtători de energie, se recurge la raportarea consumului specific de energie la combustibil, adaptîndu-se ca unitate de referință

tona de combustibil convențional (putere calorifică 7 000 kcal/kg. de combustibil).

În ceea ce privește unitatea de referință pentru cantitatea de producție realizată, problema prezintă aspecte diferite după natura producției, care poate avea un caracter omogen, cvasiomogen sau neomogen.

Producția este omogenă, atunci cînd se fabrică un singur produs, într-un singur sortiment. Acest caz se întîlnește la unele agregate tehnologice ca furnale, cuptoare de clincher etc. La producția omogenă se poate găsi ușor o unitate de referință pentru cantitatea de producție realizată, general valabilă la sistemul tehnic analizat și în condițiile de producție date, și care să permită totodată compararea sistemului analizat cu alte sisteme tehnice similare din punct de vedere tehnologic.

Producția este cvasiomogenă atunci cînd sistemul tehnic analizat realizează un singur produs, dar de mai multe sortimente, sau realizează mai multe produse care pot fi raportate unul la celălalt și care prin natura procesului tehnologic pe care-l parcurg comportă consumuri de energie diferite. Și în acest caz pot fi găsite unități de referință pentru cantitatea de producție realizată, ele sînt însă valabile numai pentru sortimentele sau produsele respective și, prin urmare, nu permit o determinare a consumului specific de energie real la o realizare concomitentă a lor și o comparare a sistemului tehnic analizat cu alte sisteme similare din punct de vedere tehnologic. Acesta este cazul bunăoară la liniile de laminare pentru diverse produse laminate, la fabricile de celuloză pentru diverse sortimente de celuloză etc.

Problema alegerii unității de referință pentru cantitatea de producție realizată se mai complică în cazul cînd dintr-o aceeași cantitate de materie primă rezultă cantități de producție diferite la diversele sortimente sau produse.

Producția este neomogenă atunci cînd se realizează mai multe produse diferite ce nu pot fi raportate unul la celălalt. Acesta este în general cazul întreprinderilor cu producție complexă, ca de exemplu un combinat metalurgic ce produce diverse semifabricate și fabricate din oțel și fontă, mașini, agregate etc., ce parcurg procese tehnologice complet diferite. Producția globală a sistemului tehnic complex este în acest caz neomogenă, dar diversele sale părți componente (secții de producție) au, în general, o producție cu caracter cvasiomogen sau chiar omogen.

Pentru determinarea consumului specific de energie la un astfel de sistem tehnic complex nu se poate găsi decît în foarte rare cazuri o unitate de referință unică legată de cantitatea de producție realizată, ci de cele mai multe ori trebuie să se recurgă la alegerea ca unitate de referință pentru cantitatea de producție a valorii producției globale realizate, ceea ce nu este recomandabil din punct de vedere energetic, sau la o cumulare ponderată a consumurilor specifice ale diverselor părți componente ale sistemului, după criterii energetice.

Din cele expuse se vede că în cazul unei producții cu caracter cvasiomogen sau neomogen, înainte de a trece la studiul determinării consumului specific de energie, trebuie să se rezolve problema alegerii unei

unități de referință pentru cantitatea de producție realizată, care să satisfacă cerințele mai sus amintite.

În literatură nu se găsesc indicații de metode sau procedeee care să permită determinarea consumurilor specifice de energie în cazul unei producții ce nu este omogenă.

În cele ce urmează se prezintă o metodă de stabilire a unor coeficienți de raportare energetici pentru diferitele sortimente ale unei producții cu caracter cvasiomogen, raportați la unul din aceste sortimente, considerat ca sortiment de referință.

La deducerea metodei se pleacă de la premiza că diversele sortimente, parcurgînd cicluri tehnologice diferite, sînt afectate de consumuri de energie diferite, dar că o aceeași cantitate de materie primă se regăsește în produsul finit, oricare ar fi sortimentul realizat.

Pe un exemplu concret se tratează apoi problema stabilirii coeficienților de raportare energetici pentru cazul cînd și consumurile de materie primă pe traseul de fabricație sînt diferite la diversele sortimente, adică atunci cînd la o aceeași cantitate de materie primă intrată în fabricație, se realizează cantități de producție diferite, în funcție de sortiment. Acesta constituie cazul cel mai general la alegerea unității de referință pentru cantitatea de producție realizată în cazul unei producții cu caracter cvasiomogen.

La stabilirea formulei generale pentru coeficienții de raportare energetici se pleacă de la raportul consumurilor specifice de energie ale diverselor operații tehnologice parcurse de către sortimentul de referință (indice r) și sortimentele ce se raportează (respectiv sortimentele de studiat, indice s).

Se recomandă ca întotdeauna să se aleagă drept sortiment de referință sortimentul ce se realizează cu procesul cel mai simplu din punct de vedere energetic și tehnologic (cu numărul minim de operații tehnologice ce comportă consum de energie).

Coeficientul de raportare energetic se exprimă deci sub forma

$$k = \frac{\sum_{i=1}^{n} w_{si}}{\sum_{i=1}^{m} w_{ri}}, \qquad (m \leqslant n), \tag{1}$$

în care w_{si} este consumul specific de energie la diversele operații tehnologice parcurse de către sortimentul studiat (n operații) iar w_{ri} consumul specific de energie la diversele operații tehnologice parcurse de către sortimentul de referință (m operații).

În ultimă analiză și pentru scopuri practice, coeficientul de raportare energetic k trebuie să exprime raportul dintre cantitatea de producție a sortimentului studiat și cea a sortimentului de referință. Pentru aceasta este necesar să se înlocuiască în expresia (1) consumurile specifice de energie prin expresiile lor analitice, după ecuațiile caracteristicilor energetice, considerate de formă liniară (în zona de producție caracteristica energetică

a consumului total de energie poate să fie asimilată în marea majoritate a cazurilor cu o dreaptă) (fig. 1).

Consumul specific de energie se exprimă sub forma

$$w = \frac{W_g}{A} + \alpha,$$

în care W_g este consumul de energie ce nu depinde de cantitatea de producţie realizată, iar α coeficientul unghiular al dreptei ce reprezintă creşterea consumului de energie pentru o creştere unitară a cantităţii de producţie.

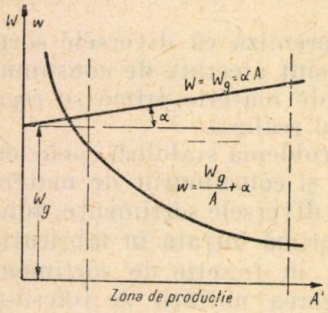


Fig. 1. — Caracteristice energetice.

Prin înlocuire se obţine

$$k = \frac{\frac{1}{A_s}\left[\sum_{i=1}^{n} W_{gsi} + A_s \sum_{i=1}^{n} \alpha_{si}\right]}{\frac{1}{A_r}\left[\sum_{i=1}^{m} W_{gri} + A_r \sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}\right]}. \qquad (1')$$

Pentru a se ajunge la un raport de cantităţi de producţie, se face ipoteza că consumurile totale de energie sînt aceleaşi pentru cele două sortimente, cantităţile de producţie realizate cu acea cantitate de energie fiind diferite.

Această ipoteză corespunde de fapt problemei ce se pune în economia energetică industrială şi care constă în a stabili ce cantitate de producţie din sortimentul de referinţă A_r poate fi realizată cu cantitatea de energie consumată pentru realizarea unei cantităţi de producţie A_s din unul din sortimentele ce se raportează.

Admiţînd această ipoteză, se poate scrie

$$\sum_{i=1}^{n} W_{gsi} + A_s \sum_{i=1}^{n} \alpha_{si} = \sum_{i=1}^{m} W_{gri} + A_r \sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}, \qquad (2)$$

cu care expresia (1′) devine

$$k = \frac{A_r}{A_s}. \qquad (3)$$

Scriind expresia (3) sub forma

$$A_r = k\ A_s, \qquad (3')$$

se obţine tocmai cantitatea de producţie din sortimentul de referinţă ce poate fi realizată cu cantitatea de energie consumată pentru producerea unei cantităţi A_s din sortimentul de studiat.

Din expresia lui k se vede că el este definit ca un raport de consumuri specifice de energie. Cum însă consumul specific de energie este funcţie printre altele şi de cantitatea de producţie realizată, rezultă că şi coeficientul de raportare k va varia cu producţia, valoarea sa fiind exprimată printr-o funcţie analitică.

Pentru deducerea expresiei coeficientului de raportare energetic k în funcție de mărimile ce se înregistrează în mod curent la sistemele tehnice industriale, se pleacă de la relația (3), din care se elimină termenul necunoscut A_r. Prin aceasta coeficientul de raportare k devine funcție numai de o singură variabilă și anume cantitatea de producție a sortimentului de studiat A_s.

Într-adevăr, înlocuind în expresia (3) valoarea lui A_r dedusă din relația (2) scrisă sub forma

$$A_r = \frac{\sum_{i=1}^{n} W_{gsi} - \sum_{i=1}^{m} W_{gri} + A_s \sum_{i=1}^{n} \alpha_{si}}{\sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}}, \qquad (2')$$

se obține

$$k = \frac{\dfrac{\sum_{i=1}^{n} W_{gsi} - \sum_{i=1}^{m} W_{gri} + A_s \sum_{i=1}^{n} \alpha_{si}}{\sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}}}{A_s}$$

sau

$$k = \frac{1}{A_s} \frac{\sum_{i=1}^{n} W_{gsi} - \sum_{i=1}^{m} W_{gri}}{\sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}} + \frac{\sum_{i=1}^{n} \alpha_{si}}{\sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}}. \qquad (4)$$

Se vede că în această expresie valorile rapoartelor sînt constante pentru un sistem tehnic în condiții de producție date, cu excepția valorii A_s de la numitorul primului raport, ceea ce face ca relația (4) să poată fi scrisă sub forma

$$k = \frac{C_1}{A_s} + C_2, \qquad (4')$$

în care

$$C_1 = \frac{\sum_{i=1}^{n} W_{gsi} - \sum_{i=1}^{m} W_{gri}}{\sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}} = \text{const.},$$

$$C_2 = \frac{\sum_{i=1}^{n} \alpha_{si}}{\sum_{i=1}^{m} \alpha_{ri}} = \text{const.}$$

Coeficientul de raportare energetic k în funcție de cantitatea de producție realizată poate fi reprezentat deci printr-o hiperbolă, avînd ca asimptote axa ordonatelor și dreapta $k = C_2$.

Aceasta înseamnă că la o creștere a cantității de producție realizate valoarea lui k tinde către valoarea raportului C_2. Explicația fizică a acestui fapt constă în aceea că ponderea consumurilor de energie nelegate de cantitatea de producție realizată se reduce mereu din cauza repartizării lor pe cantități de producție tot mai mari.

Se vede de asemenea că, cu cît cantitatea de producție a sortimentului de studiat A_s se reduce, valoarea lui k se mărește și totodată crește și consumul specific de energie. Aceasta se explică prin înrăutățirea randamentului energetic la încărcări parțiale ale agregatelor tehnologice și a celor energetice.

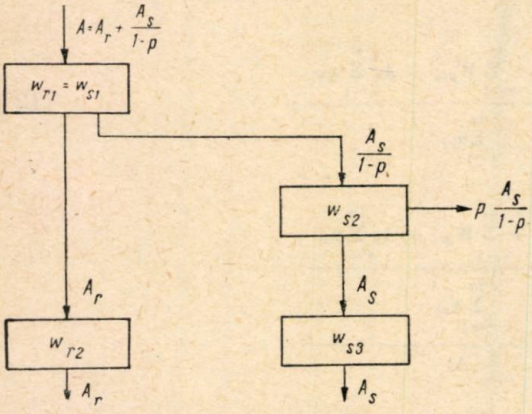


Fig. 2. — Schema procesului tehnologic : A, A_r, A_s, cantitatea de producție totală, respectiv a sortimentului de referință și a sortimentului de studiat ; $w_{r1,2}$, $w_{s1}, \ldots, {}_3$, consumurile specifice de energie la procesele 1, 2 și 1, . . . , 3, respectiv a sortimentului de referință și a celui studiat ; p, surplus de consum de materie primă pe traseul de fabricație la sortimentul de studiat, în procente din A_s.

Se tratează acum exemplul unei întreprinderi industriale ce realizează un singur produs, de mai multe sortimente, dintre care unele parcurg cicluri tehnologice diferite, cu consumuri de energie și de materie primă diferite pe traseul de fabricație.

Pentru exemplificare, se examinează un sortiment ce parcurge un ciclu tehnologic format din trei procese la agregate diferite (indice s), sortimentul de referință (indice r) avînd ciclul tehnologic format numai din două procese la agregate diferite. Primul proces tehnologic se realizează în comun pentru ambele sortimente.

În ceea ce privește consumurile de materie primă pe traseul de fabricație, consumul pentru sortimentul de referință se consideră că este luat ca unitate de comparație, iar diferența de consum în plus sau în minus pentru sortimentul s se exprimă în procente din producția finită (p % din A_s).

În cazul concret examinat, sortimentul de studiat prezintă un surplus de consum de materie primă pe traseul de fabricație avînd valoarea $p = 0{,}25\ A_s$.

Întrucît condițiile de lucru nu permiteau măsurarea cantității de materie primă intrată în fabricație, consumul specific de energie și de materie primă au fost raportate la cantitatea de producție finită.

De asemenea, primul proces tehnologic realizîndu-se în comun pentru ambele sortimente, consumul specific de energie la acest proces a fost găsit egal la ambele sortimente, deci

$$w_{s1} = w_{r1}$$

Procesul tehnologic de fabricație a celor două sortimente poate fi reprezentat prin schema din figura 2.

Existența unor consumuri de materie primă diferite pe traseul de fabricație la cele două sortimente face ca expresia pentru coeficientul de raportare energetic k elaborată mai sus să se complice mult, acest coeficient luînd acum un caracter complex, prin faptul că prin el trebuie să se țină seamă și de consumurile diferite de materie primă pe traseul de fabricație.

Expresia (1) devine în acest caz

$$k = \frac{\frac{1}{1-p} w_{s1} + w_{s2} + w_{s3}}{w_{r1} + w_{r2}} \cdot \qquad (1'')$$

Notînd pentru simplificare

$$\frac{1}{1-p} = c,$$

se obține

$$k = \frac{cw_{s1} + w_{s2} + w_{s3}}{w_{r1} + w_{r2}} \cdot \qquad (1''')$$

Efectuînd acum toate substituțiile și calculele, analoge cu acelea pentru obținerea relației (4), se obține în sfîrșit

$$k = \frac{(cw_{s1} + \alpha_{s2} + \alpha_{s3}) A_s + W_{gs2} + W_{gs3}}{(w_{s1}\alpha_{s3} + \alpha_{s2}\alpha_{s3}) A_s + w_{s1}(W_{gs3} - W_{gs2}) + \alpha_{s2} W_{gs3}} \cdot \frac{\alpha_{s3} A_s + W_{gs3} - W_{gr2}}{A_s} \qquad (4'')$$

Formula obținută fiind foarte laborioasă, s-a trecut la elaborarea unei metode de rezolvare grafică pentru obținerea valorii coeficientului de raportare energetic complex.

Trebuie de asemenea menționat faptul că, cu cît numărul de procese tehnologice cu consumuri diferite de energie și materie primă parcurse de cele două sortimente este mai mare, formula pentru k devine tot mai laborioasă, ceea ce face cu atît mai necesară căutarea unei soluții grafice.

Pentru stabilirea metodei grafice se face o ipoteză simplificatoare și anume că solicitările energetice ale agregatelor la prelucrarea celor două sortimente examinate sînt egale. Eroarea ce poate fi comisă în cazul ipotezei făcute este neglijabilă, ea fiind în limitele de eroare ale aparatelor de măsură. Acest lucru a fost verificat experimental prin compararea datelor obținute cu cele două metode, în cursul unui studiu efectuat la o întreprindere avînd o producție cu caracter cvasiomogen.

Metoda grafică presupune cunoașterea caracteristicilor energetice pe procese tehnologice, la cele două sortimente (fig. 3).

Din caracteristicile energetice se iau valorile consumurilor specifice de energie la diversele valori ale producției sortimentului studiat s, în funcție de care se trasează curba coeficientului de raportare energetic k

Pentru determinarea consumurilor specifice de energie ale sortimentului de referință r se pleacă de la ipoteza făcută și se procedează în modul următor :

a) consumurile totale de energie găsite la sortimentul raportat s la valori ale cantităților de producție A_{s1}, A_{s2}. . . A_{sn} se transpun în diagrama caracteristicilor energetice ale sortimentului de referință r și se găsesc astfel consumurile specifice de energie ale sortimentului de referință w_{r1}, W_{r2} . . . w_{rn} ;

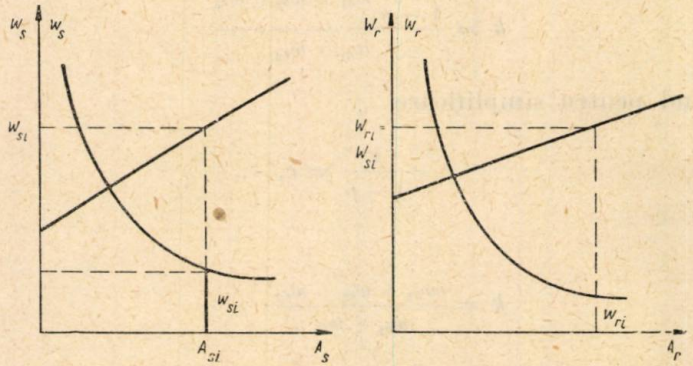


Fig. 3. — Determinarea grafică a coeficientului de raportare energetic k.

b) valorile consumurilor specifice de energie astfel determinate se introduc în expresia (1''') și prin punctele obținute se trasează curba de variație a coeficientului de raportare energetic în funcție de cantitatea de producție, adică curba

$$k = f(A_s).$$

CONCLUZII

1. Metodele expuse pentru determinarea consumului specific de energie la o producție cu caracter cvasiomogen în raport cu un sortiment luat drept sortiment de referință deschid noi posibilități de investigație energetică în sisteme tehnice mai complexe și de stabilire a unor norme de consum de energie fundamentate din punct de vedere științific.

2. Din exemplul tratat se vede că mai rămîne de rezolvat problema determinării consumului specific de energie la producția cu caracter cvasiomogen pentru cazul cel mai general al unor consumuri de materie primă pe traseul de fabricație diferite la diversele sortimente realizate, prin găsirea unor relații analitice mai simple și mai puțin laborioase.

К ВОПРОСУ ОБ УДЕЛЬНОМ ПОТРЕБЛЕНИИ ЭНЕРГИИ ПРИ КВАЗИОДНОРОДНОМ ПРОИЗВОДСТВЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Авторы приводят классификацию типов промышленного производства по характеру готовой продукции, анализируя возможности определения удельного потребления энергии в различных типах производства.

Излагается затем аналитический и графический метод определения удельного потребления энергии техническими системами, продукция которых носит квазиоднородный характер. При этом типе производства вырабатывается один продукт в нескольких сортиментах или несколько сходных между собой продуктов, для выработки которых расходуются разные количества энергии.

Общий случай определения удельного потребления энергии при квазиоднородном производстве характеризуется тем, что и потребление сырья в процессе производства разных сортиментов одного продукта или разных отдельных продуктов также бывает различным.

Этот случай показан на конкретном примере, так как выработать метод простого расчета для его разрешения не было возможности.

Предложенный метод открывает новые перспективы для исследования в области энергетики более сложных технических систем производства, позволяя, таким образом, установить некоторые научно обоснованные нормы потребления энергии.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Энергетические характеристики.

Рис. 2. — Схема технологического процесса: A, A_r, A_s — общее количество производства, соответственно образцовому сортименту r и исследуемому сортименту s; $w_{r1,2}$, $w_{s1,\ldots,3}$, удельное потребление энергии в процессах 1, 2 и 1, ..., 3, производства соответственно обоим сортиментам; p — избыток потребления сырья при производстве сортимента s в процентах от A_s.

Рис. 3. — Графическое определение коэффициента k.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DE LA CONSOMMATION SPÉCIFIQUE D'ÉNERGIE DANS LE CAS D'UNE PRODUCTION QUASI-HOMOGÈNE

(RÉSUMÉ)

Les auteurs présentent une classification, suivant le caractère de la production finie, des types de production industrielle et analysent les possibilités de déterminer les consommations spécifiques d'énergie pour divers types de production.

On expose ensuite une méthode analytique et graphique pour déterminer la consommation spécifique d'énergie dans des systèmes techniques ayant une production au caractère quasi-homogène. Dans ce type de production, on réalise ou bien un produit unique en plusieurs catégories, ou bien plusieurs produits pouvant être rapportés l'un à l'autre et, pour la production desquels, on consomme des quantités d'énergie différentes.

Le cas général de la détermination de la consommation spécifique d'énergie pour une production au caratère quasi-homogène est caractérisé par une consommation de matière première, dans les phases successives de la fabrication, qui diffère, elle-aussi, suivant les catégories ou les produits réalisés.

N'ayant pu élaborer une méthode simple de calcul pour résoudre ce cas général, on présente un exemple concret, s'y rapportant.

La méthode proposée ouvre de nouvelles perspectives d'investigations énergétiques pour les systèmes techniques de production plus complexe, car elle permet d'établir des normes de consommation d'énergie, établies sur des bases scientifiques.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Caractéristiques énergétiques.

Fig. 2. — Schéma du processus technologique : A, A_r, A_s, quantités de production totale, respectivement sortiment r de référence et sortiment s, étudié ; $w_{r1,2}$, $w_{s1,\ldots,3}$, consommations spécifiques d'énergie dans les processus 1, 2 et 1, ... 3, correspondant au sortiment de référence et à celui étudié ; p, excès de consommation de matière première au cours de la fabrication, pour le sortiment s, en pourcentage de A_s.

Fig. 3. — Détermination graphique du coefficient k.

BIBLIOGRAFIE

1. Gofman I. V., *Bazele normării şi analizei consumului de energie în industrie.* Ed. energetică de stat, Bucureşti, 1952.
2. Gofman I. V. şi Gospitalnik, *Organizarea şi planificarea gospodăriei energetice în întreprinderile industriale.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1956.
3. Nagy Csaba şi Caracudovici Victor, *Analiza consumului specific de energie electrică în industrie.* Studii şi cercetări de energetică, t. V, nr. 1—2, ianuarie-iunie 1955, p. 85.
4. Saphier I., *Introducere în economia energeticii.* Ed. de stat pentru literatură economică şi juridică, Bucureşti, 1956.

ANALIZA DIMENSIONALĂ. STUDIUL RADIAȚIEI TERMICE

DE

C. I. STAICU

1. INTRODUCERE

Studiul analitic, bazat pe principiile fizicii clasice, nu a putut cuprinde fenomenul radiației termice în toată complexitatea lui. Acest studiu a pus în evidență, pentru prima oară, punctele slabe ale mecanicii clasice și ale electrodinamicii și totodată a dovedit necesară introducerea ipotezei cuantelor care este în contradicție netă cu principiile fizicii clasice.

Prin aplicarea teoriei cuantelor, introdusă în fizică de Planck, a fost posibilă rezolvarea problemei referitoare la determinarea repartiției spectrale a energiei radiației care se găsește în echilibru termic cu materia, într-o incintă închisă, la o temperatură dată.

În cele ce urmează prezentăm un studiu al radiației termice prin analiza dimensională modernă, care are la bază rezolvarea unor sisteme de ecuații diofantiene și rezultatele măsurătorilor experimentale.

În prima parte sînt expuse sumar problemele fundamentale ale studiului analitic și datele obținute la măsurători.

2. STUDIUL ANALITIC

2.1. Radiația termică, este radiația electromagnetică din interiorul unei incinte vide, cu pereți solizi, care radiază exclusiv termic și care se găsește în echilibrul termic cu pereții. Dacă pereții solizi ai incintei sînt perfect izolanți din punct de vedere termic, după un timp oarecare se stabilește peste tot aceeași temperatură și o stare staționară în care pereții emit, în unitatea de timp, o energie electromagnetică egală cu energia pe care o absorb. În această stare, radiația electromagnetică se numește radiație „neagră", avînd aceeași repartiție spectrală cu radiația emisă de un corp care absoarbe toate radiațiile incidente.

Din aplicarea principiilor termodinamicii rezultă că, într-o regiune vidă, cuprinsă între corpurile din interiorul incintei, radiația neagră are următoarele proprietăți : este izotropă, omogenă și nepolarizată. Intensitatea I nu depinde de forma geometrică a cavității, nici de natura fizico-chimică a corpurilor din incintă; ea depinde numai de temperatura absolută T la care s-a stabilit echilibrul termic (legea lui Kirchhoff). Intensitatea spectrală I_ν depinde numai de temperatură și de frecvență; cum radiația este izotropă, I_ν este proporțional cu densitatea spectrală w_ν a energiei electromagnetice, adică

$$I_\nu = \frac{c}{8\pi} w_\nu , \tag{1}$$

în care c este viteza luminii în vid.

2.2. Problema fundamentală a teoriei radiației este determinarea funcției universale de temperatură. Pentru intensitatea I, respectiv pentru densitatea de energie electromagnetică $w = \frac{8\pi}{c} I$, problema este rezolvată prin legea lui Ștefan-Boltzmann, care stabilește că intensitatea I, respectiv densitatea totală w a energiei electromagnetice, este proporțională cu puterea a patra a temperaturii absolute T la care este realizat echilibrul, adică

$$w = \sigma \, T^4, \tag{2}$$

unde σ este o constantă.

2.3. Din compararea densităților de energie spectrală w_ν pentru diferite frecvențe la aceeași temperatură, rezultă că raportul dintre densitatea de energie spectrală și puterea a treia a frecvenței depinde numai de raportul dintre frecvență și temperatura absolută (legea lui Wien), adică

$$w_\nu = \nu^3 f\left(\frac{\nu}{T}\right). \tag{3}$$

Această relație dedusă pe considerente termodinamice este corectă și impune ca orice relație, dedusă pe baza altor considerente, să conțină în afară de constante și cubul frecvenței și o funcție a raportului $\frac{\nu}{T}$.

Din relația lui Wien, prin integrare, se obține, legea lui Ștefan-Boltzmann, ceea ce dovedește încă o dată că această relație este corectă.

Forma funcției universale $\frac{\nu}{T}$ nu a putut fi găsită cu ajutorul principiilor termodinamicii. Experiența arată însă că la o temperatură dată T, produsul $\nu^3 f\left(\frac{\nu}{T}\right)$ prezintă un singur maxim, corespunzător unei anumite frecvențe ν_{max}. Legea lui Wien permite deci să se arate că ν_{max} este proporțional cu temperatura absolută T și că $w_{\nu_{max}}$ este proporțional cu puterea a treia a temperaturii.

2.4. Dacă intervalele spectrale se reprezintă în lungimi de undă în loc de frecvențe, ceea ce înseamnă că trebuie să utilizăm relația $w_\nu \, d\nu = w_\lambda \, d\lambda$, și totodată dacă ținem seamă că $\nu = \frac{c}{\lambda}$, iar $d\nu = \frac{c}{\lambda^2} d\lambda$, din condiția de maxim dată de $\frac{dw_\lambda}{d\lambda} = 0$ obținem în cele din urmă

$$\lambda_{max} \, T = b, \tag{4}$$

în care λ_{max} este lungimea de undă corespunzătoare lui $w_{\lambda_{max}}$ iar b este o constantă. Aceasta este legea de deplasare a lui Wien. Valoarea constantei b, dată în [1]*) este $b = 0{,}2897$ cm. grad.

2.5. Aplicarea principiilor termodinamicii la studiul radiației termice dă posibilitatea să se arate că la o temperatură dată T, intensitatea spectrală I_λ a corpului negru nu depinde decît de λ și T. Totodată, se dovedește că prin variațiile lungimii de undă și a temperaturii, care lasă neschimbată valoarea produsului λT, raportul $\frac{I_\lambda}{T^5}$ rămîne constant. Cum produsul λT este constant numai pentru lungimea de undă corespunzătoare radiației maxime (legea deplasării), rezultă că intensitatea spectrală maximă crește proporțional cu puterea a cincea a temperaturii absolute, adică

$$I_{\lambda_{max}} = c'' T^5 \tag{5}$$

în care $c'' = 2{,}052 \times 10^{-5} \text{erg/cm}^3 \text{s grad}^5$ este calculat cu valorile utilizate în studiul de față pentru constantele lui Boltzmann și Planck, date în [1]**).

2.6. Funcția $\frac{\nu}{T}$ poate fi determinată din statistica clasică; aplicată undelor electromagnetice, statistica clasică duce la legea lui Rayleigh-Jeans, conform căreia

$$w_\nu = \frac{8\pi\nu^2}{c^3} kT \tag{6}$$

în care k este constanta lui Boltzmann.

Din experiență rezultă însă că această lege este valabilă numai la temperaturi înalte și frecvențe joase; ea conduce la „catastrofa ultravioletă" pentru alte regiuni ale spectrului radiației.

2.7. În scopul determinării aceleeași funcții s-a aplicat statistica clasică unui gaz de fotoni și a rezultat legea lui Wien conform căreia

$$w_\nu = \frac{8\pi h\nu^3}{c^3} e^{-h\nu/kT}, \tag{7}$$

în care h este constanta lui Planck.

*) vol. II, p. 653.
**) vol. II, p. 652 și 653.

Ca și mai sus, experiența arată că această lege este valabilă numai la temperaturi joase și frecvențe înalte.

2.8. Admițînd că schimbul de energie între radiația de frecvență ν și materie se produce discontinuu, prin cuante de energie cu valoarea $h\nu$, și aplicînd statistica cuantică la un sistem de unde electromagnetice sau unui sistem de fotoni, se stabilește legea lui Planck, conform căreia

$$w_\nu = \frac{8\pi h\nu^3}{c^3} \cdot \frac{1}{e^{h\nu/kT} - 1}, \tag{8}$$

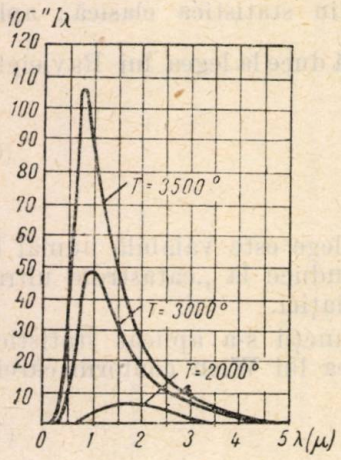
care este verificată integral de experiență.

Legea lui Planck se reduce la legea lui Raylegh-Jeans pentru $\frac{h\nu}{kT} \ll 1$, iar pentru $\frac{h\nu}{kT} \gg 1$, aceeași lege se reduce la legea lui Wien. Legea lui Planck, scrisă pentru intensitatea radiației, are forma

$$I_\lambda = \frac{hc^2}{\lambda^5} \cdot \frac{1}{e^{hc/k\lambda T} - 1}. \tag{8 a}$$

3. STUDIUL EXPERIMENTAL

3.1. Construirea artificială a unui model de corp negru a dat posibilitatea să se studieze experimental proprietățile radiației de echilibru și distribuția energiei în spectrul radiației și să se determine precis constantele de radiație.



Măsurătorile experimentale au condus la stabilirea a două rezultate importante. Cel dintîi este reprodus în figura alăturată în care se dau o serie de curbe de distribuție a energiei în spectrul corpului negru, pentru diferite temperaturi. Se constată că toate curbele au un maxim foarte pronunțat, care, prin creșterea temperaturii, se deplasează spre lungimile de unde scurte (conform legii lui Wien).

3.2. Datele obținute la măsurătorile experimentale au fost folosite în repetate rînduri, așa cum am arătat mai sus, pentru verificarea rezultatelor obținute analitic.

Din figură rezultă valorile date în tabloul nr. 1 pe care îl reproducem aici în vederea utilizării lui ulterioare pentru studiul ce-l vom face prin analiza dimensională modernă.

Tabloul nr. 1

T	λ	I_λ	T	λ	I_λ
2 000	1×10^{-4}	$4{,}487\times10^{11}$	3 000	3×10^{-4}	$6{,}213\times10^{11}$
2 000	$1{,}448\times10^{-4}$	$6{,}566\times10^{11}$	3 000	4×10^{-4}	$2{,}511\times10^{11}$
2 000	2×10^{-4}	$5{,}249\times10^{11}$	3 000	5×10^{-4}	$1{,}184\times10^{11}$
2 000	3×10^{-4}	$2{,}452\times10^{11}$	3 500	$0{,}827\times10^{-4}$	$107{,}790\times10^{11}$
2 000	4×10^{-4}	$1{,}153\times10^{11}$	3 500	1×10^{-4}	$99{,}487\times10^{11}$
2 000	5×10^{-4}	$0{,}593\times10^{11}$	3 500	2×10^{-4}	$27{,}341\times10^{11}$
3 000	$0{,}965\times10^{-4}$	$49{,}843\times10^{11}$	3 500	3×10^{-4}	$9{,}569\times10^{11}$
3 000	1×10^{-4}	$49{,}745\times10^{11}$	3 500	4×10^{-4}	$3{,}241\times10^{11}$
3 000	2×10^{-4}	$18{,}628\times10^{11}$	3 500	5×10^{-4}	$1{,}495\times10^{11}$

3.3. Cel de al doilea rezultat experimental a fost stabilit în baza măsurătorilor făcute de Ş t e f a n care a enunțat legea cunoscută a proporționalității densității totale a radiației cu puterea a patra a temperaturii absolute T relația (2). Valabilitatea acestui rezultat a fost confirmată apoi teoretic de B o l t z m a n n, care a arătat că această lege este o consecință a principiilor termodinamicii și a faptului că radiația exercită o presiune asupra pereților incintei în care e conținută. Experiența dă $w = 75{,}527\ T^4\ \mathrm{erg/cm^3}$.

4. STUDIUL PRIN ANALIZA DIMENSIONALĂ CLASICĂ

4.1. Radiația termică a fost studiată și prin analiza dimensională, dar rezultatele obținute nu cuprind problema în toată complexitatea ei. Acest fapt se explică prin posibilitățile restrînse ale analizei dimensionale clasice, care nu poate cuprinde fenomenele descrise cu un număr mai mare de mărimi [2].

4.2. În [3]*) se menționează că legea lui Wien (3) poate fi obținută prin considerații dimensionale, dacă se admite că w_ν depinde numai de ν, de T și de viteza c de propagare a luminii în vid.

4.3. În [4] se stabilește dependența densității spectrale de frecvență, temperatură, viteza luminii și un factor constant; expresia acestuia din urmă se stabilește apoi tot prin analiza dimensională în funcție de aceleași mărimi ν, T, C și o mărime nouă γ, a cărei ecuație dimensională este $\gamma = \mathrm{L^{-8}M^{-3}T^{-5}}$.

4.4. În [1]**) analiza dimensională este utilizată la precizarea formei funcției $\varphi(\lambda) = \lambda^{-4}$, care conduce la relația Rayleigh-Jeans, amintită mai sus.

4.5. O încercare nereușită de stabilire a relației Planck este dată în [5]***), unde se precizează că din cauza existenței unei mărimi în plus

*) vol. V, p. 77.
**) vol. I, p. 223.
***) p. 78 și 79.

față de numărul dimensiunilor prezente în ecuațiile dimensionale ale mărimilor care descriu fenomenul, relația căutată are drept factor numeric o funcție adimensională nedeterminată $\psi\left(\frac{h\nu}{k\lambda T}\right)$, care însoțește un monom identic celui din relația Planck. Rezultatul obținut dovedește că analiza dimensională clasică poate determina numai forma generală a relației.

Tot în [5] se dă o demonstrație completă pentru stabilirea prin analiza dimensională a relației lui Boltzmann.

4.6. În cuprinsul lucrării [6] se studiază în repetate rînduri exemplul radiației termice și se pun diferite probleme dimensionale. În concluzie, se arată că analiza dimensională clasică este incapabilă să prevadă forma legilor lui Boltzmann și Planck.

4.7. În cele ce urmează vom studia integral fenomenul radiației termice prin analiza dimensională modernă. Acest studiu utilizează cele două rezultate experimentale, menționate mai sus, care vor determina și forma prezentării noastre.

5. STUDIUL DIMENSIONAL AL INTENSITĂȚII SPECTRALE MAXIME

5.1. Studiul radiației termice prin analiza dimensională modernă se bazează, în primul rînd, pe principiul omogenității, completat cu rezolvarea unor sisteme de ecuații diofantiene de gradul I, cu soluții numere întregi, sisteme obținute prin aplicarea principiului omogenității; acest studiu se bazează apoi pe rezultatele măsurătorilor experimentale pe care le folosește pentru precizarea valorii factorului numeric. Experiența este introdusă ca parte intrinsecă a metodei dimensionale. În cazul de față măsurătorile experimentale ne pun la dispoziție curbele de distribuție a energiei în spectrul corpului negru, $I_\lambda = f(\lambda)$, date în figura citată și concluziile lui Ștefan date prin relația (2).

5.2. Mărimea fundamentală caracteristică fenomenului de propagare a energiei radiante este intensitatea spectrală I_λ a radiației. Variațiile ei sînt condiționate de temperatura corpului radiant și de lungimea de undă, iar pentru descrierea fenomenului mai este necesar să introducem viteza luminii în vid.

În lucrările care tratează această problemă [3] *), se precizează că radiația prezintă un caracter dual, corpuscular-ondulatoriu, și că problema radiației face parte din mecanica cuantică; precizarea făcută impune introducerea constantelor lui Boltzmann și Planck, necesare descrierii fenomenului. Rezultă deci că pentru descrierea fenomenului radiației termice avem nevoie de toate aceste mărimi care compun funcția implicită

$$f(I_\lambda, c, k, h, \lambda, T) = 0. \tag{9}$$

5.3. Se demonstrează în analiza dimensională că o asemenea funcție poate fi pusă sub forma unui produs care în cazul de față va fi

$$K I_\lambda^a c^b k^f h^g \lambda^i T^j = 1, \tag{10}$$

*) vol. I, p. 869.

unde factorul constant K și exponenții $a, b, f, \ldots$ sînt necunoscutele problemei.

Aplicarea analizei dimensionale cere să luăm în considerare ecuațiile dimensionale ale mărimilor prezente; în baza sistemului dimensional lungime, masă, timp, temperatură (L, M, T, θ), ecuațiile dimensionale sînt

$$\begin{aligned} I_\lambda &= \mathrm{L}^{-1}\,\mathrm{MT}^{-3}, & h &= \mathrm{L}^2\,\mathrm{MT}^{-1}, \\ c &= \mathrm{LT}^{-1}, & \lambda &= \mathrm{L}, \\ k &= \mathrm{L}^2\,\mathrm{MT}^{-2}\,\theta^{-1}, & T &= \theta. \end{aligned} \tag{11}$$

Rezultă deci că pentru studiul făcut pe această cale și pornind de la relația scrisă sub forma (9) avem

— numărul mărimilor prezente $m = 6$,

— numărul necunoscutelor $n = 6$,

— numărul dimensiunilor prezente $d = 4$,

— numărul ecuațiilor ce se obțin prin aplicarea principiului omogenității $e = 4$,

— numărul ecuațiilor suplimentare necesare $n - e = 2$.

Introducînd în (10) ecuațiile (11) și grupînd dimensiunile obținem

$$\mathrm{L}^{-a+b+2f+2g+i}\,\mathrm{M}^{a+f+c}\,\mathrm{T}^{-3a-b-2f-g}\,\theta^{-f+j} = 1. \tag{12}$$

Condiția impusă de principiul omogenității, conform căruia exponenții dimensiunilor din (12) trebuie să fie aceeași de ambele părți ale semnului de egalitate, conduce la sistemul

$$\begin{aligned} a - b - 2f - 2g - i &= 0, \\ a + f + g &= 0, \\ 3a + b + 2f + g &= 0, \\ f - j &= 0, \end{aligned} \tag{13}$$

format din patru ecuații cu șase necunoscute. Sistemul (13) admite o infinitate de soluții în funcție de valorile arbitrare, de la $-\infty$ la $+\infty$,) pe care le pot lua două necunoscute. Din această cauză, în analiza dimensională clasică, sistemul (13) conduce la invarianți.

În baza celor arătate în [2], unde se prezintă cîteva completări ce se fac metodei dimensionale de studiu, exponenții care apar în relația scrisă sub forma (10) pot lua numai valori raționale, întregi, pozitive și negative dintre primele 4—5 numere de la începutul șirului natural de numere; sistemul (13), care este de tip diofantian, îndeplinește condiția necesară și suficientă pentru existența unei soluții întregi conform căreia cel mai mare divizor comun al determinanților de gradul p, care se pot forma din tabloul coeficienților sistemului, să dividă și determinanții care se deduc din aceștia, înlocuind succesiv elementele fiecărei coloane cu termenii liberi corespunzători. Toți determinanții astfel obținuți sînt nuli. Sistemul admite întotdeauna soluții.

5.4. Pentru rezolvarea sistemului (13) admitem următoarea soluție particulară :

$$\begin{aligned} a = 1,\ f = 1,\ i = 6, \\ b = -3,\ g = -2,\ j = 1. \end{aligned} \tag{14}$$

Cu această soluție formăm ecuația

$$\alpha - 3\beta + \delta - 2\varepsilon + 6\varphi + \psi = 1, \tag{15}$$

unde α, β, ... sînt întregi. Ecuația (15) admite o soluție particulară

$$\begin{aligned} \beta = \delta = \varepsilon = \varphi = \psi = 0, \\ \alpha = 1, \end{aligned} \tag{16}$$

de unde rezultă că sistemul (13) se completează cu ecuația $a = x$.

În această situație, pentru noul sistem format din ecuațiile (13) și ecuația $a = x$ avem $e + 1 < n$. Pentru a obține $n = e$ repetăm operațiile de mai sus cu noul sistem omogen format din ecuațiile (13) și ecuația $a = 0$.

O soluție particulară a noului sistem omogen este

$$\begin{aligned} a = 0, \quad f = 1, \quad i = 1, \\ b = -1,\ g = -1,\ j = 1. \end{aligned} \tag{17}$$

Cu această soluție formăm ecuația

$$0\alpha - \beta + \delta - \varepsilon + \varphi + \psi = 1, \tag{18}$$

unde α, β, ... sînt întregi. Această ecuație admite o soluție particulară

$$\begin{aligned} \alpha = \beta = \varepsilon = \varphi = \psi = 0, \\ \delta = 1, \end{aligned} \tag{19}$$

de unde rezultă că sistemul (13) se completează și cu ecuația $y = f$.

Pentru noul sistem format din ecuațiile (13) și cele două ecuații suplimentare este îndeplinită condiția $e = n$, cerută de algebră. Sistemul de șase ecuații rezolvat, admite soluțiile

$$\begin{aligned} a &= x, & g &= -x - y, \\ b &= -2x - y, & i &= 5x + y, \\ f &= y, & j &= y. \end{aligned} \tag{20}$$

5.5. Menționăm că soluțiile (20) sînt condiționate de valorile arbitrare pe care le-am acceptat pentru două necunoscute în soluția particulară (14) și pentru o necunoscută în soluția particulară (17); toate soluțiile (20) sînt condiționate de soluțiile particulare (16) și (19) acceptate mai sus. Rezultă deci că alegerea unor soluții particulare, în rezolvarea sistemului diofantian pe această cale, poate furniza diferite ecuații suplimentare necesare completării sistemului inițial (13). Această libertate conduce la mai multe grupe de soluții de tipul soluțiilor (20); oricare din ele exprimă necunoscutele problemei în funcție de doi parametri suplimentari.

5.6. Considerăm, în continuare, soluțiile (20) și atribuim parametrilor x și y diverse valori întregi, pozitive și negative, dintre primele 4—5 numere ale șirului natural de numere; aranjamentele ce le putem face cu numerele considerate, luate în grupe de cîte două numere pe care le introducem in ecuațiile (20), ne conduc la tabloul nr. 2 din care s-a reprodus numai partea care interesează pentru obținerea rezultatului.

Tabloul nr. 2

x		1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
y		−7	−6	−5	−4	−3	−2	−1	0	1	2	3	4	5	6	7
a	x	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
b	$-2x-y$	5	4	3	2	1	0	−1	−2	−3	−4	−5	−6	−7	−8	−9
f	y	−7	−6	−5	−4	−3	−2	−1	0	1	2	3	4	5	6	7
g	$-x-y$	6	5	4	3	2	1	0	−1	−2	−3	−4	−5	−6	−7	−8
i	$5x+y$	−2	−1	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
J	y	−7	−6	−5	−4	−3	−2	−1	0	1	2	3	4	5	6	7

Studiul radiației termice bazat, în prima parte, pe rezolvarea unui sistem diofantian cu soluții numere întregi, ne dă posibilitatea să găsim în mod sistematic, nu prin tatonări, soluțiile dimensional valabile fenomenului descris cu mărimile considerate. Soluțiile obținute în cazul de față apar în coloanele tabloului nr. 2 printre care se găsește și coloana care ne conduce la relația căutată, ceea ce înseamnă că fiecare din ele este fizic posibilă fenomenului radiației termice. În această situație este necesar ca din mulțimea restrînsă a acestor coloane să găsim pe cea ale cărei soluții introduse în (10) să ne conducă la relația care redă realitatea fizică a fenomenului. Pentru aceasta vom proceda la eliminarea coloanelor necorespunzătoare.

Din aplicarea metodei dimensionale la stabilirea relațiilor pentru o serie de fenomene, care ne-a condus la rezultate identice cu cele stabilite prin alte metode de calcul, am ajuns la concluzia că pentru fiecare valoare distinctă atribuită parametrului x, se obțin soluții care, în trecerea de la o coloană la alta, respectă legi de formare bine precizate pentru fiecare linie a tabloului. În cazul de față, ultimile cinci linii din tabloul nr. 2 au soluțiile în progresie aritmetică cu rație unitară pozitivă sau negativă.

Această constatare este importantă pentru studiul fenomenelor prin analiza dimensională, deoarece ne dă posibilitatea să reducem simțitor numărul soluțiilor dimensional valabile și fizic posibile, iar reducerea se face în favoarea relației fizic valabile, întrucît reținem numai coloanele vecine celor care prezintă valori nule pentru unele necunoscute. Coloanele rămase după trierea pe care o facem în baza acestei constatări le dăm în tabloul nr. 3.

Tabloul nr. 3

x	1	1	1	1
y	−6	−4	−3	1
a	1	1	1	1
b	4	2	1	−3
f	−6	−4	−3	1
g	5	3	2	−2
i	−1	1	2	6
J	−6	−4	−3	1

Precizăm că valabilitatea acestor soluții este confirmată și de faptul că pot fi selecționate din toate tablourile care se obțin în urma rezolvării sistemului (13) completat cu alte ecuații suplimentare obținute în baza mențiunii de la punctul 2.5.

Introducînd în (10) soluțiile fiecărei coloane din tabloul nr. 3 obținem patru relații

$$I_\lambda = K_1 \frac{k^6 \lambda T^6}{c^4 h^5} = K_2 \frac{k^4 T^4}{c^2 h^3 \lambda} = K_3 \frac{k^3 T^3}{c h^2 \lambda^2} = K_4 \frac{c^3 h^2}{k \lambda^6 T}. \qquad (21)$$

5.7. Pentru precizarea relației fizic valabile, din cele patru relații dimensional valabile și fizic posibile, ne folosim de rezultatele măsurătorilor experimentale care, după cum am spus mai sus la punctul 5.1, fac parte intrinsecă din metoda dimensională de studiu. Rezultatele măsurătorilor experimentale sînt date în tabloul nr. 1.

Considerăm una din relațiile (21); pentru cele ce urmează ne oprim asupra celei de-a doua relații (21), în care introducem valorile obținute la măsurători. Rezultatele calculelor le prezentăm în tabloul nr. 4.

Nu este necesar să prezentăm rezultatele care le obținem din considerarea restului de trei relații (21), deoarece oricare din ele se obține din cea pentru care am întocmit tabloul nr. 4 (a doua relație) prin amplificarea cu puteri corespunzătoare ale monomului $k\lambda T/hc$.

Tabloul nr. 4

λ	T	I_λ	K_2	λ	T	I_λ	K_2
1×10^{-4}	2 000	$4{,}487 \times 10^{11}$	2,020	3×10^{-4}	3 000	$6{,}213 \times 10^{11}$	1,652
$1{,}448 \times 10^{-4}$	2 000	$6{,}566 \times 10^{11}$	4,281	4×10^{-4}	3 000	$2{,}511 \times 10^{11}$	0,893
2×10^{-4}	2 000	$5{,}249 \times 10^{11}$	4,727	5×10^{-4}	3 000	$1{,}184 \times 10^{11}$	0,526
3×10^{-4}	2 000	$2{,}452 \times 10^{11}$	3,312	$0{,}827 \times 10^{-4}$	3 500	$107{,}790 \times 10^{11}$	4,279
4×10^{-4}	2 000	$1{,}153 \times 10^{11}$	2,076	1×10^{-4}	3 500	$99{,}487 \times 10^{11}$	4,776
5×10^{-4}	2 000	$0{,}593 \times 10^{11}$	1,334	2×10^{-4}	3 500	$27{,}341 \times 10^{11}$	2,625
$0{,}965 \times 10^{-4}$	3 000	$49{,}843 \times 10^{11}$	4,278	3×10^{-4}	3 500	$9{,}569 \times 10^{11}$	1,378
1×10^{-4}	3 000	$49{,}745 \times 10^{11}$	4,424	4×10^{-4}	3 500	$3{,}241 \times 10^{11}$	0,622
2×10^{-4}	3 000	$18{,}628 \times 10^{11}$	3,313	5×10^{-4}	3 500	$1{,}495 \times 10^{11}$	0,358

5.8. Din cercetarea coloanelor care ne dau valorile factorului K_n în tabloul nr. 4, rezultă că nu există o lege de trecere de la o valoare la alta. Rezultă, de asemenea, că factorul este aproximativ același pentru lungimile de undă corespunzătoare intensității spectrale maxime. În baza acestei constatări și a celor arătate în [2], unde se precizează că factorul este constant numai în relațiile fizic valabile (sau că dintre mai multe relații dimensional valabile și fizic posibile, cea în care factorul rămîne neschimbat prin efectuarea calculelor cu valori de la diferite cazuri practice, este fizic valabilă), rezultă că relația considerată este

valabilă numai pentru calculul intensității spectrale maxime care va fi

$$I_{\lambda max} = 4{,}28 \frac{k^4 T^4}{c^2 h^3 \lambda}, \qquad (22)$$

în care valoarea factorului numeric reprezintă media valorilor factorilor numerici corespunzători intensităților spectrale maxime din tabloul nr. 4.

Concluzia referitoare la valabilitatea relației (22) trebuie acceptată și pentru restul relațiilor (21); aceste relații vor fi afectate de factorii constanți corespunzători pe care îi calculăm în modul arătat mai sus (tabloul nr. 4) sau ținînd seama de faptul că restul relațiilor (21) se obțin din cea considerată de noi prin amplificarea cu o putere convenabilă a monomului $k\lambda t/hc$.

Pentru compararea valorilor intensității spectrale maxime obținute prin măsurători experimentale sau calculate cu relația (22), stabilită de noi, întocmim tabloul nr. 5.

Tabloul nr. 5

λ_{max}	T	$I_{\lambda max}$ (măsurat)	$I_{\lambda max}$ (calculat)
$1{,}448 \times 10^{-4}$	2 000	$6{,}566 \times 10^{11}$	$6{,}564 \times 10^{11}$
$0{,}965 \times 10^{-4}$	3 000	$49{,}843 \times 10^{11}$	$49{,}864 \times 10^{11}$
$0{,}827 \times 10^{-4}$	3 500	$107{,}790 \times 10^{11}$	$107{,}793 \times 10^{11}$

Valabilitatea relației (22) rezultă din compararea valorilor măsurate cu cele calculate, date de ultimele două coloane.

5.9. Rezultatul obținut constituie concluzia importantă a studiului făcut pînă în prezent pentru fenomenul radiației termice: intensitatea spectrală maximă poate fi calculată cu mai multe relații pe care le-am stabilit prin analiza dimensională.

Acest rezultat este confirmat de faptul că relațiile stabilite satisfac legea de deplasare a lui Wien și legea proporționalității intensității spectrale maxime cu puterea a cincea a temperaturii absolute, despre care am vorbit la punctele 2.4. și 2.5. Pentru a ne convinge de acest lucru, amplificăm relațiile (21) cu puteri convenabile ale temperaturii absolute; în acest mod obținem

$$I_{\lambda max} = K'_1 \frac{k^6 (\lambda T)}{c^4 h^5} T^5 = K'_2 \frac{k^4}{c^2 h^3 (\lambda T)} T^5 = K'_3 \frac{k^3}{ch^2 (\lambda T)^2} T^5 = K'_4 \frac{c^3 h^2}{k(\lambda T)^6} T^5. \qquad (23)$$

Fiecare din relațiile (23) conțin constantele c, k și h, puteri diferite ale produsului λT și puterea a cincea a temperaturii absolute. Oricare din relațiile (21) conduce la valorile constantelor b și c'' date anterior. Pentru verificare întocmim tabloul nr. 6, în care dăm valorile $I_{\lambda max}$, calculate cu relația (22), stabilită de noi.

Tabloul nr. 6

λ_{max}	T	$I\lambda_{max}$	T^5	c''	$4{,}28\frac{k^4T^5}{c^2h^3}$	b
$1{,}448\times10^{-4}$	2 000	$6{,}564\times10^{11}$	32×10^5	$2{,}051\times10^{-5}$	$190{,}100\times10^9$	0,2896
$0{,}965\times10^{-4}$	3 000	$49{,}864\times10^{11}$	243×10^5	$2{,}052\times10^{-5}$	$1443{,}575\times10^9$	0,2895
$0{,}827\times10^{-4}$	3 500	$107{,}793\times10^{11}$	525×10^5	$2{,}052\times10^{-5}$	$3120{,}124\times10^9$	0,2894

Noile relații pot fi utilizate la verificarea valorilor cunoscute pentru constantele lui Boltzmann sau Planck; pentru aceasta trebuie să considerăm cunoscută valoarea uneia din ele.

Valorile calculate cu relațiile stabilite prin analiza dimensională sînt identice celor date de relația lui Planck (8a) scrisă pentru intensitatea spectrală maximă. Această confruntare a valorilor nu o mai prezentăm aici, deoarece relația lui Planck a fost luată în considerare la întocmirea tabloului nr. 2, care ar fi conținut erori dacă am fi ținut seamă numai de grafic.

6. STUDIUL DIMENSIONAL AL DENSITĂȚII TOTALE

6.1. Primul rezultat obținut experimental și despre care am vorbit la punctul 3.1, a fost utilizat de noi pentru stabilirea relațiilor (21), valabile pentru intensitatea spectrală maximă. Cel de-al doilea rezultat experimental, concretizat prin legea lui Stefan - Boltzmann, va conduce la stabilirea altor rezultate importante.

6.2. Cea de-a doua mărime fundamentală caracteristică fenomenului de propagare a energiei este densitatea totală a energiei w. Variațiile densității totale sînt condiționate numai de temperatură, nu și de lungimea de undă, iar pentru descrierea fenomenului este necesar să introducem viteza luminii în vid și totodată este necesar să ținem seama și aici de constantele lui Boltzmann și Planck. Rezultă deci că pentru descrierea fenomenului avem nevoie de mărimile care compun funcția implicită

$$f(w,\ c,\ k,\ h,\ T) = 0. \tag{24}$$

6.3. În conformitate cu cele cunoscute în analiza dimensională și pe care le-am aplicat în cele de pînă aici, scrim funcția (24) sub forma

$$K\, w^a\, c^b\, k^j\, h^g\, T^j = 1, \tag{25}$$

în care K, a, b, ... sînt necunoscutele problemei.

Ecuațiile dimensionale ale mărimilor comune în (10) și (25) sînt date în (11), iar pentru mărimea w nou introdusă avem

$$w = \mathrm{L}^{-1}\mathrm{M}\mathrm{T}^{-2}. \tag{26}$$

În cazul de față $m = n = 5$ și $d = e = 4$ iar $m = d + 1$, de unde rezultă că relația valabilă fenomenului poate fi găsită prin analiza dimensio-

nală clasică, fără a mai fi necesară rezolvarea unui sistem de ecuații diofantiene. Pentru aceasta explicităm mărimea w, ceea ce înseamnă că admitem $a = -1$ și introducem ecuațiile dimensionale corespunzătoare în (25). Prin gruparea dimensiunilor obținem

$$L^{-1}MT^{-2} = L^{b+2f+2g} M^{f+g} T^{-b-2f-g} \theta^{-f+j}. \tag{27}$$

Condiția impusă de principiul omogenității ne conduce în acest caz la sistemul

$$\begin{aligned} b + 2f + 2g &= -1, \\ f + g &= 1, \\ b + 2f + g &= 2, \\ f - j &= 0, \end{aligned} \tag{28}$$

care rezolvat admite soluțiile

$$\begin{aligned} b &= -3, \quad f = 4, \\ g &= -3, \quad j = 4. \end{aligned} \tag{29}$$

Valorile obținute introduse în (25) ne dau

$$w = K \frac{k^4 T^4}{c^3 h^3}, \tag{30}$$

adică legea lui Ştefan-Boltzmann pe care am stabilit-o prin analiza dimensională și în care $K = 163,125$.

6.4. Densitatea totală a energiei radiante (30) cu frecvența cuprinsă între 0 și ∞ se obține prin integrarea densității spectrale a radiației, între cele două limite, adică

$$w = \int_0^\infty w_\nu \, d\nu, \tag{31}$$

a cărei valoare este cunoscută din (30).

Din (30) $w = f_1 (c, k, h, T)$, iar din (31) $w = f_2 (w_\nu, \nu)$, de unde rezultă funcția implicită

$$f (w_\nu, c, k, h, \nu, T) = 0, \tag{32}$$

care poate fi pusă sub forma

$$K w_\nu^a c^b k^f h^g \nu^i T^j = 1, \tag{33}$$

în care $k, a, b, \ldots$ sînt necunoscutele problemei.

Ecuațiile dimensionale ale mărimilor comune sînt date în (11) iar pentru mărimile noi introduse avem

$$w_\nu = L^{-1} M T^{-1} \qquad \nu = T^{-1}. \tag{34}$$

În acest caz, avem $m = n = 6$ și $d = e = 4$, iar $n - e = 2$, ceea ce înseamnă că rezultatul nu poate fi obținut prin analiza dimensională clasică.

Introducem în (33) ecuațiile dimensionale ale mărimilor respective și după ce grupăm dimensiunile obținem

$$L^{-a+b+2f+2g} M^{a+f+g} T^{-a-b-2f-g-i} \theta^{-f+j} = 1. \tag{35}$$

Condiția impusă de principiul omogenității ne conduce la sistemul

$$\begin{aligned} a - b - 2f - 2g &= 0, \\ a + f + g &= 0, \\ a + b + 2f + g + i &= 0, \\ f - j &= 0, \end{aligned} \tag{36}$$

format din patru ecuații diofantiene cu șase necunoscute. Pentru rezolvarea acestui sistem procedăm ca la punctul 5.4., unde am rezolvat sistemul (13).

6.5. Căutăm o soluție particulară; aceasta este următoarea:

$$\begin{aligned} a &= 1, \quad f = 1, \quad i = -4, \\ b &= 3, \quad g = -2, \quad j = 1. \end{aligned} \tag{37}$$

Cu această soluție formăm ecuația

$$\alpha + 3\beta + \delta - 2\varepsilon - 4\varphi + \psi = 1, \tag{38}$$

unde α, β,... sînt întregi. Ecuația (38) admite o soluție particulară

$$\begin{aligned} \beta = \delta = \varepsilon = \varphi = \psi, \\ \alpha = 1, \end{aligned} \tag{39}$$

de unde rezultă că sistemul (36) se completează cu ecuația $a = x$.

În această situație, pentru noul sistem format din ecuația $a = x$ și ecuațiile (36) avem $e + 1 < n$. Pentru a obține o nouă ecuație repetăm operațiile de mai sus cu sistemul omogen format din ecuațiile (36) și ecuația $a = 0$.

O soluție particulară a noului sistem omogen este

$$\begin{aligned} a &= 0, \quad f = 1, \quad i = -1, \\ b &= 0, \quad g = -1, \quad j = 1. \end{aligned} \tag{40}$$

Cu această soluție formăm ecuația

$$0\alpha + 0\beta + \delta - \varepsilon - \varphi + \psi = 1, \tag{41}$$

unde α, β, δ, ... sînt întregi. Această ecuație admite o soluție particulară

$$\begin{aligned} \alpha = \beta = \varepsilon = \varphi = \psi = 0, \\ \delta = 1, \end{aligned} \tag{42}$$

de unde rezultă că sistemul (36) se completează cu ecuația $f = y$.

Sistemul de șase ecuații format din ecuațiile (36) și cele două ecuații suplimentare îndeplinește condiția $n = e$ și admite soluțiile

$$\begin{aligned} a &= x, & g &= -x - y, \\ b &= 3x, & i &= -3x - y, \\ f &= y, & j &= y. \end{aligned} \tag{43}$$

Atribuim parametrilor x și y diverse valori întregi, pozitive și negative dintre primele 4—5 numere ale șirului natural de numere. Cu aceste soluții, pe care le aranjăm convenabil, și ecuațiile (43) întocmim tabloul nr. 7.

Tabloul nr. 7

x		1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
y		−5	−4	−3	−2	−1	0	1	2	3	4	5
a	x	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
b	$3x$	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
f	y	−5	−4	−3	−2	−1	0	1	2	3	4	5
g	$-x-y$	4	3	2	1	0	−1	−2	−3	−4	−5	−6
i	$-3x-y$	2	1	0	−1	−2	−3	−4	−5	−6	−7	−8
j	y	−5	−4	−3	−2	−1	0	1	2	3	4	5

Tabloul nr. 8

x	1	1	1
y	−4	−2	1
a	1	1	1
b	3	3	3
f	−4	−2	1
g	3	1	−2
i	1	−1	−4
j	−4	−2	1

Din cercetarea acestui tablou rezultă că ultimele patru linii au soluțiile în progresie aritmetică cu rație unitară, pozitivă sau negativă. Pentru găsirea coloanei cu soluțiile care conduce la relația corespunzătoare realității fizice, procedăm la eliminarea coloanelor în baza celor expuse la punctul 5.6. Coloanele cu toate soluțiile semnificative și vecine coloanelor cu cel puțin o soluție nulă le dăm în tabloul nr. 8. Valabilitatea acestor soluții este confirmată și de data aceasta de faptul că ele apar în toate tablourile ce se obțin în urma rezolvării sistemului diofantian (36) prin metoda indicată.

Introducem în (33) soluțiile fiecărei coloane din tabloul nr. 8, ; obținem trei relații care ne dau

$$w_\nu = K_1 \frac{k^4 T^4}{c^3 h^2 \nu} = K_2 \frac{k^2 T^2 \nu}{c^3 h} = K_3 \frac{h^2 \nu^4}{c^3 k T}. \tag{44}$$

Prin amplificarea acestor relații cu puteri convenabile ale temperaturii absolute și înlocuirea frecvenței cu mărimile care rezultă din relația cunoscută $\nu = c/\lambda$, obținem

$$w_{\nu\max} = K_1' \frac{k^4 (\lambda T)}{c^4 h^3} T^3 = K_2' \frac{k^2}{c^2 h (\lambda T)} T^3 = K_3' \frac{h^2 c}{k (\lambda T)^4} T^3, \tag{45}$$

de unde vedem că w_ν este proporțional cu puterea a treia a temperaturii absolute și cu produsul λT la puteri diferite. Produsul λT este constant

pentru radiația maximă; rezultă deci că relațiile (45) și implicit relațiile (44) sînt valabile numai pentru densitatea spectrală maximă. Această concluzie este în conformitate cu cele arătate la punctul 2.3, unde a fost prezentată ca o consecință a legii lui Wien.

6.6. Valabilitatea acestor relații este confirmată de faptul că ele îndeplinesc condițiile impuse de legea lui Wien (3). Prin amplificarea lor cu puteri convenabile ale frecvenței obținem

$$w_\nu = K_1 \frac{k^4}{c^3 h^3} \nu^3 \left(\frac{T}{\nu}\right)^4 = K_2 \frac{k^2}{c^3 h} \nu^3 \left(\frac{T}{\nu}\right)^2 = K_3 \frac{h^2}{c^3 k} \nu^3 \left(\frac{\nu}{T}\right), \qquad (46)$$

de unde rezultă că fiecare relație (45) conține: o constantă, cubul frecvenței și o funcție a raportului $\frac{\nu}{T}$. Acest rezultat este important prin faptul că dovedește insuficiența condițiilor impuse de relația lui Wien (3) pentru stabilirea valabilității unei relații noi, dedusă pe baza altor considerente, pentru densitatea spectrală. Analiza dimensională modernă stabilește mai multe relații care îndeplinesc condițiile lui Wien. Relațiile (44) sînt apoi cantitative și pot fi utilizate pentru calculul densității spectrale maxime de îndată ce cunoaștem valorile numerice ale factorilor constanți K_n. Acest calcul nu poate fi făcut cu relația lui Wien (3) care este pur calitativă. Factorii K_n pot fi determinați ca și în cazul intensității spectrale maxime (punctul 5.7.).

6.7. Densitatea spectrală w_ν și intensitatea spectrală I_ν sînt legate prin relația cunoscută (1). Analiza dimensională modernă poate stabili relația care să ne dea intensitatea spectrală I_ν, a cărei ecuație dimensională este $I_\nu = \mathrm{M\,T^{-2}}$, din funcția mărimilor

$$f(I_\nu, c, k, h, \nu, T) = 0. \qquad (47)$$

Stabilirea acestei relații nu o vom prezenta în studiul de față, pentru a nu-i da o extindere prea mare.

6.8. Concluzia celor arătate la punctul 6.5, conform căreia relațiile (44) sînt valabile numai pentru densitatea spectrală maximă, nu ne permite să calculăm integrala (31) cu una din aceste relații. În această situație sîntem conduși să introducem sub semnul integralei expresia (33) a densității spectrale, adică

$$w = K \frac{k^4 T^4}{c^3 h^3} = K' c^b k^f h^g T^j \int_0^\infty \nu^i \, d\nu, \qquad (48)$$

în care am cuprins și valoarea cunoscută, dată de (30), la care trebuie să ajungem prin integrare.

Factorul K' și exponenții $b, f, \ldots$ sînt necunoscutele problemei. Valorile exponenților sînt date în tabloul nr. 7; în acest caz ei trebuie luați cu semn schimbat, deoarece ne conduc la densitatea radiației care apare în celălalt membru. Soluțiile coloanelor din tabloul nr. 8, care au fost triate din tabloul nr. 7, nu trebuie luate în considerare, deoarece conduc

la densitatea spectrală maximă care, după cum am spus, nu poate fi utilizată la calculul integralei (31); de asemenea, nu putem lua în considerare nici restul coloanelor cu toate valorile semnificative, deoarece ne conduc la densitatea spectrală maximă. Acestea din urmă se obțin din cele date în tabloul nr. 8 prin amplificarea cu puteri convenabile ale monomului $k\lambda T/hc$ care rămîne constant pentru radiația maximă. Rezultă deci că valorile exponenților din (48) sînt date de coloanele care conțin valori nule și pe care le dăm în tabloul nr. 9.

Tabloul nr. 9

x	1	1	1
y	−3	−1	0
b	−3	−3	−3
j	3	1	0
g	−2	0	1
i	0	2	3
j	3	1	0

Valoarea integrală dată de (30) nu poate fi obținută din (48), deoarece această integrală conduce la o densitate infinită a radiației. Ultima relație (48) conduce la un rezultat care este în contradicție cu experiența; acest rezultat care se obține și din relația Rayleigh—Jeans (6), este cunoscut sub numele de „catastrofa ultravioletă".

Pentru a pune de acord rezultatele măsurătorilor cu cele obținute din relația căutată, admitem singura posibilitate valabilă în acest caz, conform căreia factorul

$$K' = K'' \, f(\nu), \tag{49}$$

în care K'' este un factor constant.

Soluțiile date în tabloul nr. 9 ar face să dispară unele mărimi din relația căutată, deoarece parte din exponenți sînt nuli. Valoarea cunoscută a integralei cere ca în rezultatul final să apară toate mărimile date de (30). În această situație trebuie să avem

$$f(\nu) = f(c, k, h, T), \tag{50}$$

de unde obținem funcția implicită

$$f(c, k, h, \nu, T) = 0. \tag{51}$$

Ținînd seama de variabila din integrala (48) și de rezultatul (30) la care trebuie să ajungem prin integrare, sîntem conduși să utilizăm o integrală de tip cunoscut care ne impune să admitem

$$f(\nu) = e^{-q\nu}. \tag{52}$$

În această situație putem scrie

$$w = K'' \, c^b k^f h^g T^j \int_0^\infty \nu^i e^{-q\nu} \, d\nu. \tag{53}$$

6.9. Exponentul $q\nu$ trebuie să fie adimensional. Forma lui o vom stabili prin analiză dimensională. Pentru aceasta afectăm mărimile din (51) cu exponenți necunoscuți care ne conduc la

$$c^b k^f h^g \nu^i T^J = 1, \tag{54}$$

unde $b, f, \ldots$ sînt necunoscutele problemei. Ecuațiile dimensionale ale

mărimilor prezente sînt printre ecuațiile (11) și (34). În acest caz $m = n = 5$ și $d = e = 4$, deci $m = d + 1$, ceea ce înseamnă că putem accepta un exponent unitar, de exemplu $f = -1$.

Cu această precizare, introducem ecuațiile dimensionale ale mărimilor respective în (54) și, după ce grupăm dimensiunile, obținem

$$L^2 M T^{-2} \theta^{-1} = L^{b+2g} M^g T^{-b-g-i} \theta^j. \tag{55}$$

Prin aplicarea principiului omogenității obținem sistemul

$$\begin{aligned} b + 2g &= 2, \quad & b + g + i &= 2, \\ g &= 1, & j &= -1, \end{aligned} \tag{56}$$

care rezolvat, admite soluții unice. Necunoscutele au deci valorile

$$\begin{aligned} b &= 0, \quad & g &= 1, \quad & j &= -1, \\ & & f &= -1, \quad & i &= 1, \end{aligned} \tag{57}$$

care introduse în (54), ținînd seama și de (51), ne conduc la

$$f(c, k, h, \nu, T) = \frac{h}{kT}\nu. \tag{58}$$

Ultima relație (58) reprezintă exponentul $q\nu$ din integrala (53).

6.10. Introducem în (53) expresia obținută pentru produsul $q\nu$ care ne conduce la:

$$w = K'' c^b k^f h^g T^j \int_0^\infty \nu^i e^{-h\nu/kT} d\nu, \tag{59}$$

de unde, prin integrare, obținem

$$w = K'' c^b k^f h^g T^j \frac{i!}{(h/kT)^{i+1}}. \tag{60}$$

Afectăm exponenților $b, f, \ldots$ valorile indicate de fiecare coloană a tabloului nr. 9. În urma efectuării calculelor obținem

$$w = 0\ K_1'' \frac{k^4 T^4}{c^3 h^3} = 2\ K_2'' \frac{k^4 T^4}{c^3 h^3} = 6\ K_3'' \frac{k^4 T^4}{c^3 h^3}, \tag{61}$$

în care apare valoarea dată de (30). Dintre acestea sînt valabile ultimele două relații numai cînd $K_2'' = 81{,}563$ respectiv $K_3'' = 27{,}189$. Rezultatele obținute sînt date prin integrarea următoarelor expresii pentru densitatea spectrală:

$$w_\nu = 81{,}567 \frac{\nu^2 kT}{c^3} e^{-h\nu/kT} = 27{,}189 \frac{h\nu^3}{c^3} e^{-h\nu/kT}. \tag{62}$$

Precizăm că relațiile (62) sînt valabile numai pentru valoarea densității spectrale care ne conduce la densitatea totală w dată prin legea lui Ștefan — Boltzmann. Factorii constanți se obțin din valoarea dată la punctul 3.3.

Constatăm că a doua relație (62) este identică cu relația (7) stabilită de Wien, numai în partea simbolică. Factorii constanți de la cele două relații sînt diferiți. Această situație confirmă faptul, menționat la punctul 2.7, că relația (7) a lui Wien nu este verificată de rezultatele măsurătorilor experimentale. Valoarea factorului constant, corespunzătoare realității fizice, este cea stabilită de noi, $K'' = 27{,}189 \neq 25{,}12 = 8\pi$.

Constatăm, de asemenea, că partea simbolică de la prima relație (62), este identică cu relația (6) stabilită de Rayleigh—Jeans. Factorii constanți de la cele două relații sînt și în acest caz diferiți, ceea ce confirmă faptul menționat la punctul 2.6, că relația (6) nu este verificată de rezultatele măsurătorilor experimentale. Relația stabilită prin analiza dimensională conține în plus o funcție exponențială care o face comparabilă cu relațiile stabilite de Wien și Planck pentru densitatea spectrală.

7. STABILIREA RELAȚIEI LUI PLANCK PRIN ANALIZA DIMENSIONALĂ MODERNĂ

7.1. Relațiile (62) constituie rezultatul important al celor de mai sus; pentru cele ce urmează considerăm aceste relații făcînd abstracție de factorii constanți care, după cum am spus, sînt valabili numai pentru calculul densității totale a radiației. Relațiile (62) au fost obținute din coloanele tabloului nr. 7, care nu conduc la densitatea spectrală maximă. Rezultă deci că relațiile (62) pot fi considerate valabile pentru întreg spectrul radiației numai cînd sînt afectate de alți factori numerici, deocamdată necunoscuți pentru analiza dimensională. Pentru determinarea factorilor numerici, valabili în noua situație, apelăm la rezultatele măsurătorilor experimentale care ne dau variația intensității radiației în funcție de lungimea de undă (tabloul nr. 1).

7.2. Pentru cele ce urmează este necesar deci să trecem de la repartiția după frecvențe la repartiția după lungimi de undă. În acest scop trebuie să ținem seama de relația $w_\nu \, d\nu = w_\lambda \, d\lambda$ și de legătura dintre frecvență și lungimea de undă, $\nu = c/\lambda$, care ne conduce și la $d\nu = \frac{c}{\lambda^2} d\lambda$. Cu aceste precizări a doua relație (62) devine

$$w_\lambda = K \frac{hc}{\lambda^5} e^{-hc/k\lambda T}, \tag{63}$$

de unde rezultă funcția implicită

$$f(w_\lambda, \; c, \; k, \; h, \; \lambda, \; T) = 0. \tag{64}$$

Mărimile prezente în această funcție au fost folosite la punctul 5.2 pentru stabilirea relației care ne dă intensitatea spectrală I_λ, ceea ce înseamnă că

$$I_\lambda = K f(w_\lambda). \tag{65}$$

Precizarea legăturii care există între cele două mărimi o facem prin analiza dimensională, cunoscînd că $I_\lambda = L^{-1} MT^{-3}$ iar $w_\lambda = L^{-2}MT^{-2}$. Rezultă deci că pentru respectarea principiului omogenității în relația (65) este necesar să introducem, în membrul din dreapta, dimensiunile vitezei. Întru cît în studiul radiației termice am utilizat numai viteza luminii, putem scrie

$$I_\lambda = K c w_\lambda . \tag{66}$$

Din relațiile (63) și (66) obținem intensitatea radiației

$$I_\lambda = K \frac{hc^2}{\lambda^5} e^{-hc/k\lambda T} , \tag{67}$$

care trebuie să ne conducă la rezultatele măsurătorilor experimentale.

7.3. Pentru precizarea valorii factorului constant folosim rezultatele cuprinse în tabloul nr. 1; datele necesare le dăm în tabloul nr. 10, în care prezentăm rezultatele obținute prin calculul cu relația (67), numai pentru $T = 2\,000°$, fiind suficiente pentru definitivarea relației căutate.

Tabloul nr. 10

λ	T	I_λ	$\frac{hc^2}{\lambda^5}$	$\frac{hc^2}{\lambda^5/I_\lambda}$	$e^{hc/k\lambda T}$	$e^{hc/k\lambda T}-1$
1×10^{-4}	2 000	$4{,}487\times10^{11}$	$59{,}58\times10^{13}$	1327,7	1328,7	1327,7
$1{,}448\times10^{-4}$	2 000	$6{,}566\times10^{11}$	$9{,}344\times10^{13}$	142,3	143,3	142,3
2×10^{-4}	2 000	$5{,}249\times10^{11}$	$1{,}861\times10^{13}$	35,45	36,45	35,45
3×10^{-4}	2 000	$2{,}452\times10^{11}$	$0{,}245\times10^{13}$	9,99	10,99	9,99
4×10^{-4}	2 000	$1{,}153\times10^{11}$	$0{,}0581\times10^{13}$	5,0374	6,0374	5,0374
5×10^{-4}	2 000	$0{,}593\times10^{11}$	$0{,}01906\times10^{13}$	3,2121	4,2121	3,2121

Din coloanele care prezintă valori identice obținem intensitatea spectrală

$$I_\lambda = \frac{hc^2}{\lambda^5} \frac{1}{e^{hc/k\lambda T}-1} , \tag{8 a}$$

adică relația general valabilă stabilită de Planck prin teoria cuantelor și pe care am restabilit-o prin analiza dimensională modernă.

РАЗМЕРНЫЙ АНАЛИЗ. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВОГО ИЗЛУЧЕНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Явление теплового излучения было исследовано аналитическим методом в несколько этапов. Это исследование основывалось вначале на принципах классической физики и выявило слабые стороны классической механики и аэродинамики. Аналитическое исследование приняло окончательную форму только после формулировки Планком квантовой гипотезы.

Экспериментальное исследование также встретило большие затруднения, а точные измерения могли быть сделаны только после осуществления совершенно черного тела.

Классическому размерному анализу не удалось охватить явление теплового излучения во всей его сложности вследствие ограниченных возможностей, располагаемых этим методом.

В настоящей работе авторы представляют на рассмотрение исследование, проведенное путем современного размерного анализа, основанного на решении системы диофантовых уравнений, а также результаты экспериментальных измерений.

Исследование теплового излучения, проведенное путем современного размерного анализа, приводит к нескольким соотношениям, выражающим максимальную интенсивность спектра и сохраняющим пропорциональность с пятой степенью абсолютных температур. Справедливость этих соотношений подтверждается также и тем, что некоторым постоянным они дают известные уже значения.

Современный размерный анализ приводит еще к некоторым соотношениям, выражающим максимальную спектральную плотность и сохраняющим также пропорциональность с третьей степенью абсолютных температур. Эти соотношения удовлетворяют условиям, предъявляемым законам Вина, так как содержат : постоянные, кубическую степень частоты и функцию отношения ν/T. Новые соотношения количественные и могут быть использованы для расчета.

При помощи того же метода получаются два соотношения, выражающие спектральную плотность и приводящие путем интегрирования к общей плотности, данной законом Штефана-Больцмана. Части новых соотношений, выраженные символами, идентичны соотношениям, установленным Вином и Рейлейем-Жинсом. Эти последние дополняются экспоненциальной функцией, дающей возможность их сравнивать с соотношениями Вина и Планка.

Наконец, получается общее соотношение, применимое к спектральной плотности ; это соотношение идентично соотношению, установленному квантовой теорией Планка.

Полученные при помощи современного размерного анализа соотношения могут быть применены к вычислению одной из постоянных Больцмана или Планка ; полученные результаты подтверждают значения, установленные другими методами.

ANALYSE DIMENSIONNELE. ÉTUDE DE LA RADIATION THERMIQUE

(RÉSUMÉ)

Le phénomène de la radiation thermique a été étudié par la méthode analytique, en plusieurs étapes. Cette étude a été basée au début sur les principes de la physique classique et elle a mis en évidence les points faibles de la mécanique et de l'électrodynamique classiques. L'étude

analytique n'a pris sa forme définitive que lorsque Plank a formulé son hypothèse des quanta.

L'étude expérimentale s'est également heurtée à de grandes difficultés et des mesures exactes n'ont pu être faites que lorsqu'on a réalisé un corps parfaitement noir.

L'analyse dimensionnelle classique n'a pas réussi à embrasser le phénomène de la radiation thermique dans toute sa complexité, en raison des possibilités limitées de cette méthode.

Dans le présent article l'auteur présente une étude utilisant l'analyse dimensionnelle moderne, qui a comme base la solution d'un système d'équations diophantiennes et les résultats de mesures expérimentales.

L'étude de la radiation thermique, faite par l'analyse dimensionnelle moderne, conduit à plusieurs relations pour l'intensité spectrale maximum, qui respectent la proportionnalité avec la cinquième puissance de la température absolue. La validité de ces relations est confirmée de même par le fait qu'elles donnent, pour certaines constantes, des valeurs connues.

L'analyse dimensionnelle moderne conduit également à plusieurs relations pour la densité spectrale maximum, qui respectent aussi la proportionnalité avec la troisième puissance de la température absolue. Ces relations satisfont aux conditions imposées par la loi de Wien, vu qu'elles comportent : des constantes, le cube de la fréquence et une fonction du rapport ν/T. Les nouvelles relations sont quantitatives et peuvent être utilisées dans le calcul.

On peut, par la même méthode, obtenir deux relations pour la densité spectrale qui conduisent, par intégration, à la densité totale donnée par la loi de Stefan—Boltzmann. Les parties symboliques des nouvelles relations sont identiques à celles établies par Wien et Rayleigh—Jeans. Cette dernière est complétée d'une fonction exponentielle qui la rend comparable aux relations de Wien et Planck.

Finalement on obtient une relation générale valable pour la densité spectrale ; cette relation est identique à celle établie par Planck par la théorie des quanta.

Les relations obtenues par l'analyse dimensionnelle moderne peuvent être utilisées pour le calcul d'une des constantes de Boltzmann ou de Planck ; les résultats obtenus confirment les valeurs obtenues par d'autres méthodes.

BIBLIOGRAFIE

1. V. E. Spolschi, *Fizica atomică*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1952, vol. I, 1953, vol. II.
2. C. I. Staicu, *Analiza dimensională. Stabilirea relaţiilor monome şi omogene*. Studii şi cercetări de fizică, t. V, nr. 3—4, iulie-decembrie 1954, p. 237.
3. * * * *Lexiconul tehnic romîn*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1949, vol. I, 1954, vol. V.
4. F. Reiche, *Die Quantentheorie*, Berlin, 1921.
5. D. Germani, *Sur la structure des formules et la synthèse des lois de similitude en physique*. Bucureşti, 1931.
6. R. Saint Guilhen, *Systemes des unités et l'analyse dimensionelle*. Annales des mines, 1948, t. 137, nr. 5, p. 9.
7. G. S. Lansberg, *Optica*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1951.
8. G. Bruhat, *Cours de thermodynamique*. Masson et Cie Editeurs, Paris, 1939.
9. S. Ţiţeica, *Curs de fizică statistică şi mecanică cuantică*. Bucureşti, 1951.

MĂCINABILITATEA CĂRBUNILOR DIN R.P.R.

I. METODA MORII CU BILE

DE

D. BUIMOVICI și D. BÎCLEȘANU

Răspîndirea din ce în ce mai largă în R.P.R. a instalațiilor de ardere cu cărbune pulverizat ridică problema stabilirii caracteristicilor mecanice, de rezistență la măcinare, a cărbunilor romînești. Pînă în prezent au fost determinați (în străinătate) coeficienții respectivi doar pentru cîteva probe, cu ocazia proiectării unor centrale electrice.

Institutul de energetică a înscris în planul său de cercetări studiul măcinabilității cărbunilor din R.P.R. Socotim necesar a menționa libertatea ce ne-am acordat-o prin introducerea unui nou cuvînt — măcinabilitate — traducere în limba romînă a expresiei din limbile rusă și germană (razmolosposobnosti, Mahlbarkeit).

Cercetările în domeniul măcinării, în general, și a măcinării cărbunilor, în special, sînt numeroase. Complexitatea factorilor ce influențează procesul de rupere a cărbunelui, și în primul rînd structura neomogenă a acestuia, a împiedicat pînă acum elaborarea unei teorii complete și reale. Relațiile numerice obținute prin diverse metode teoretice s-au dovedit a fi în totală discordanță cu practica, ceea ce de altfel era de așteptat, ținînd seama de ipotezele teoretice foarte simplificatoare ce au fost admise inițial. Din această cauză, în prezent, în domeniul măcinării materialelor de construcție, a minereurilor și în special a cărbunilor sînt adoptate metode comparative în raport cu un material ales în mod convențional drept etalon.

Din motive de comoditate experimentală, în toate metodele ce s-au impus (V.T.I., T.K.T.I., Hardgrove, U. S. Bureau of Mines, A.S.T.M.), s-a păstrat constantă puterea cheltuită pentru măcinare. Metodele menționate diferă între ele prin realizarea constructivă a instalației experimentale de măcinare și prin factorul determinant ce urmează a fi măsurat. Astfel, metodele V.T.I., T.K.T.I. și A.S.T.M. folosesc o moară cu bile, iar metoda Hardgrove o moară inelară. Metodele V.T.I. și Hardgrove com-

pară cantitatea măcinată a cărbunelui considerat şi a celui etalon, metoda U. S. Bureau of Mines compară timpul necesar pentru atingerea unei aceleiaşi producţii de material măcinat pentru cărbunele considerat şi cel etalon. Metodele T.K.T.I. şi A.S.T.M. compară productivităţile (producţia de material măcinat pe minut) în cele două cazuri.

Nici una din aceste metode nu se apropie de modelul fizic al măcinării. Cu toate acestea ele au găsit o largă aplicare în practică, permiţînd rezolvarea unor probleme inginereşti ca alegerea şi dimensionarea instalaţiei de măcinare, controlul permanent al funcţionării instalaţiilor de măcinare etc. În acelaşi timp, studiul măcinabilităţii cărbunilor permite clasificarea acestora din punctul de vedere al proprietăţilor mecanice, precum şi constatarea influenţei unor factori ca amestecare, tratamente termice, mecanice etc. În tabloul uzual de caracteristici tehnico-chimice ale sorturilor energetice de cărbune este în prezent inclus obligatoriu şi coeficientul de măcinabilitate.

În prezenta notă se comunică primele rezultate obţinute în problema măcinabilităţii lignitilor din R.P.R. după metoda V.T.I. În continuare se vor efectua experienţe pentru determinarea măcinabilităţii şi pentru ceilalţi cărbuni din R.P.R. (cărbuni bruni superiori, huile etc.) după aceeaşi metodă. În alte note se vor prezenta principiile unei noi metode de stabilirea măcinabilităţii, elaborate la Institutul de energetică, precum şi rezultatele obţinute.

După cum s-a mai precizat, metodele de laborator pentru determinarea măcinabilităţii cărbunilor diferă între ele prin elemente neesenţiale. De altfel, rezultatele obţinute prin metodele menţionate sînt concordante între ele, existînd relaţii de transformare a coeficienţilor stabiliţi prin aceste metode. Totuşi, practica a dovedit o oarecare superioritate a metodei V.T.I. Astfel, consumurile de energie ale instalaţiilor energetice de măcinare s-au dovedit a fi mai apropiate de valorile calculate cu coeficienţii de măcinabilitate V.T.I.; în plus, această metodă se evidenţiază, faţă de celelalte, printr-un grad de precizie mai mare a determinărilor experimentale. Din această cauză a fost aleasă metoda V.T I. pentru determinarea măcinabilităţii cărbunilor romîneşti.

Principiul metodei constă în imitarea condiţiilor reale dintr-o moară cu bile. Pentru aceasta se foloseşte o moară de laborator, din porţelan, de 12 000 cm^3, în care se introduc 6 kg bile de porţelan de 35 mm diametru, 2 kg bile de porţelan de 15 mm diametru şi 500 g din cărbunele considerat, sortat la granulaţia 2,36 — 3,33 mm. Moara se roteşte cu 41,4 rot/min. După 15 minute de funcţionare se descarcă cărbunele din moară, se sitează şi se determină restul pe sita de 4 900 de ochiuri, respectiv de 0,088 mm deschidere (R_{88}). Coeficientul de măcinabilitate m este dat de relaţia

$$m = 2\left(\ln \frac{100}{R_{88}}\right)^{\frac{2}{3}}. \qquad (1)$$

Această relaţie se obţine în felul următor : pentru o moară neventilată, compoziţia granulometrică ce se obţine, în funcţie de timp, este dată de

relația

$$R_x = 100\ e^{-(km'x^n N_1 t)^p}\%, \tag{2}$$

unde R_x = restul pe sita cu dimensiunea x,
k = coeficientul de proporționalitate,
m' = coeficientul de măcinabilitate,
n = exponentul din relația lui Rosin-Rammler-Sperling a repartiției granulației unui produs măcinat,
N_1 = puterea necesară pentru măcinarea a 1 kg din cărbunele considerat,
t = timpul,
p = exponent, variabil în funcție de condițiile concrete ale măcinării.

Prin logaritmare se obține

$$\ln\left(\frac{100}{R_x}\right)^{\frac{1}{p}} = A\,m't, \tag{3}$$

unde $A = kx^n N_1$.

Pentru cărbunele luat ca etalon se obține

$$\ln\left(\frac{100}{R_x^{et}}\right)^{\frac{1}{p}} = A\,m'_{et}\,t. \tag{4}$$

Coeficientul uzual de măcinabilitate al unui cărbune se exprimă după cum s-a mai menționat, prin raportul

$$m = \frac{m'}{m'_{et}} = \left(\frac{\ln\dfrac{100}{R_x}}{\ln\dfrac{100}{R_x^{et}}}\right)^{\frac{1}{p}}. \tag{5}$$

Prin aceasta se face aproximația că valoarea A este constantă pentru toți cărbunii. După cum se remarcă, în expresia lui A intră factorii k și N_1, care într-adevăr pentru aceeași instalație experimentală sînt constanți, independent de natura cărbunelui. În schimb, exponentul n variază la diferiți cărbuni luînd valori, în mod uzual, de la 0,6 la 1,2. Pentru cărbunele etalon se adoptă valoarea de 70% pentru R_{88}. Relația (5) devine

$$m = \left(\frac{\ln\dfrac{100}{R_x}}{\ln\dfrac{100}{70}}\right)^{\frac{1}{p}}. \tag{6}$$

Valoarea lui p se determină prin trasarea în coordonate logaritmice a variației restului, pe sita nr. 70, în funcție de timp. Pentru marea majori-

tate a cărbunilor din U.R.S.S., curbele obținute sînt drepte practic paralele între ele, cu o pantă $\frac{1}{p} = \frac{2}{3}$. Înlocuind această valoare în relația (6), se obține relația (1) de calcul a coeficientului de măcinabilitate a cărbunilor după metoda V.T.I.

Instalația realizată la Institutul de energetică se deosebește într-o oarecare măsură de cea existentă la V.T.I. Moara de porțelan, de formă

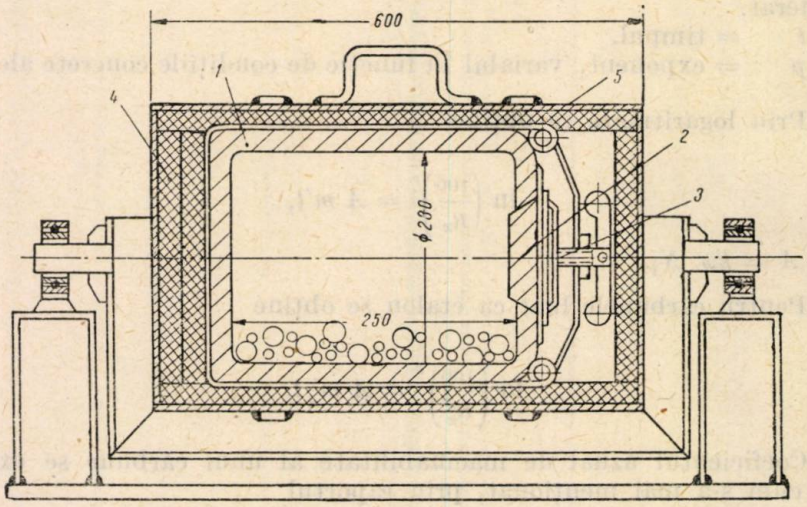


Fig. 1. — Secțiune prin tamburul instalației :
1, moara de porțelan ; *2*, capac ; *3*, sistemul de fixare al capacului ; *4*, pîslă ; *5*, tambur.

cilindrică, are diametrul de 230 mm și lungimea de 250 mm ; volumul morii este de 10 250 cm^3 (fig. 1). Moara se plasează într-un cadru metalic, cu ajutorul căruia se asigură închiderea și strîngerea capacului printr-un șurub fluture (fig. 1). În această situație, moara este plasată într-un tambur, ce se deschide pe linia mediană, căptușit lateral și la capete cu pîslă, pentru atenuarea zgomotului. Tamburul primește mișcarea de rotație de la un motor electric cu o putere de 0,6 kW și o turație de 1460 rot/min prin intermediul unui reductor, compus dintr-un șurub fără sfîrșit și o roată helicoidală și trei roți dințate cilindrice. Turația tamburului este de 48,8 rot/min.

Pentru definitivarea metodicii de experimentare au fost efectuate un număr de încercări preliminare. În primul rînd a fost necesară stabilirea gradului de umplere cu bile a morii. Au fost adoptate aceleași mărimi de bile de porțelan, de 35 mm și 15 mm diametru și s-a păstrat același raport cantitativ între ele (3 : 1). S-a ales ca optim cazul în care, la același timp de funcționare a morii cu același cărbune, s-a obținut producția

maximă de cărbune măcinat. S-au fixat astfel următoarele condiții de încărcare a morii :

5,25 kg bile de porțelan de 35 mm diametru,
1,75 kg „ „ „ „ 15 mm „
0,500 kg cărbune, cu granulația 2—3 mm.

În această situație au fost efectuate încercările de măcinare. Fiecare sort de cărbune era în prealabil concasat și sortat la granulația 2 — 3 mm,

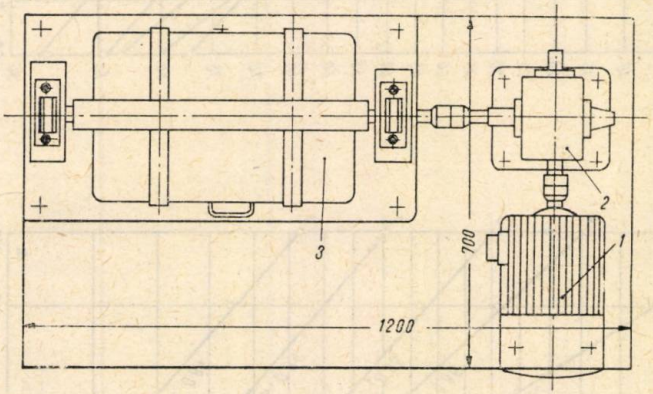


Fig. 2. — Instalația experimentală pentru determinarea măcinabilității cărbunilor : *1*, motor electric ; *2*, reductor ; *3*, tambur.

după care, întins pe tăvi, era lăsat să capete umiditate uniformă. Toate sorturile de ligniți ce au fost studiate au avut o umiditate în echilibru cu umiditatea atmosferică. Pentru ligniții de Sărmășag și Filipeștii de Pădure, la care s-a urmărit influența umidității asupra măcinabilității, uscarea a fost obținută prin încălzire cu raze infraroșii, urmărindu-se cu atenție ca temperatura cărbunelui să nu depășască 40°C.

Timpul de măcinare a unei probe de 0,5 kg lignit a fost de 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45 și 60 minute. După măcinare proba era împărțită în două părți egale, care în mod separat erau sitate. Pe mașina de sitat au fost plasate sitele cu dimensiunea ochiurilor de 0,200, 0,150, 0,088 și 0,060 mm. Sitarea în două părți a unei probe măcinate a fost necesară pentru a elimina erorile rezultatelor sitării. Într-o serie de experiențe prealabile s-a constatat eroarea pronunțată ce se obținea prin sitarea dintr-o dată a unei porții de 0,500 kg cărbune măcinat, în comparație cu sitarea aceleiași probe în două porții de 0,250 kg. În același timp împărțirea probei inițiale în patru porții a 0,125 kg nu a dat o precizie mai mare decît sitarea în două porții a 0,250 kg.

În figurile 3,4 și 5 sînt prezentate curbele granulometrice obținute prin măcinare. Pe ordonată, într-o scară dublu logaritmică, sînt trasate valorile restului pe sita respectivă ; pe abcise, în scară simplu logaritmică, se află valorile dimensiunii ochiurilor sitelor. După cum se poate constata,

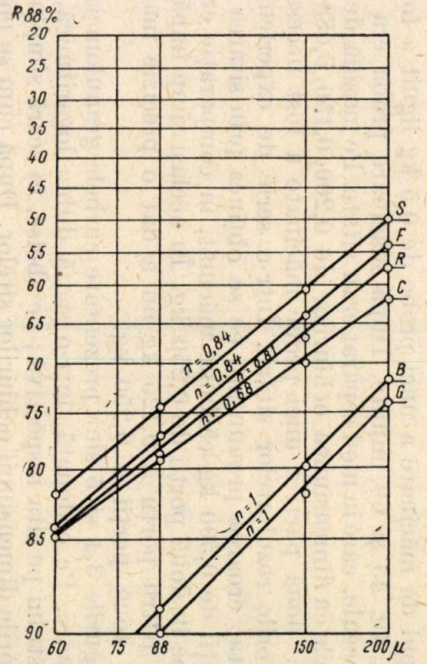


Fig. 3. — Curbele granulometrice ale ligniților :

G, Godeni, $U = 16,47\%$; *B*, Berevoești, $U = 17,18\%$; *C*, Căpeni, $U = 15,61\%$; *R*, Rovinari, $U = 12,34\%$; *F*, Filipeștii de Pădure, $U = 11,83\%$; *S*, Sărmășag, $U = 14,52\%$.

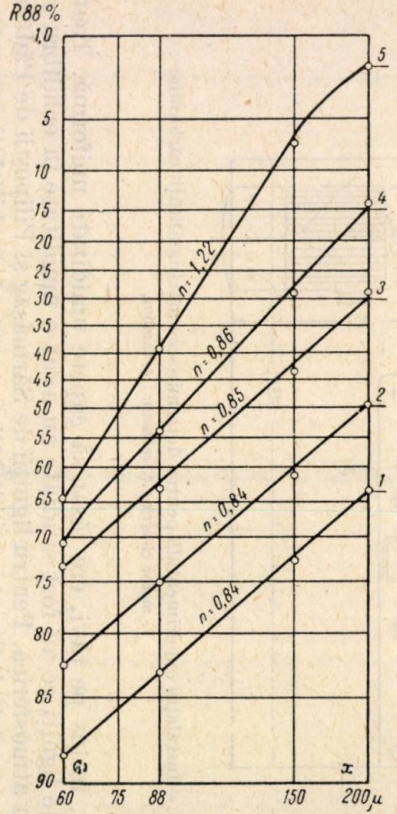


Fig. 4. — Influența duratei de măcinare asupra curbelor granulometrice ale ligniților de Sărmășag, $U = 14,51\%$: curba *1*, 15 minute ; curba *2*, 20 minute ; curba *3*, 30 minute ; curba *4*, 40 minute, curba *5*, 60 minute.

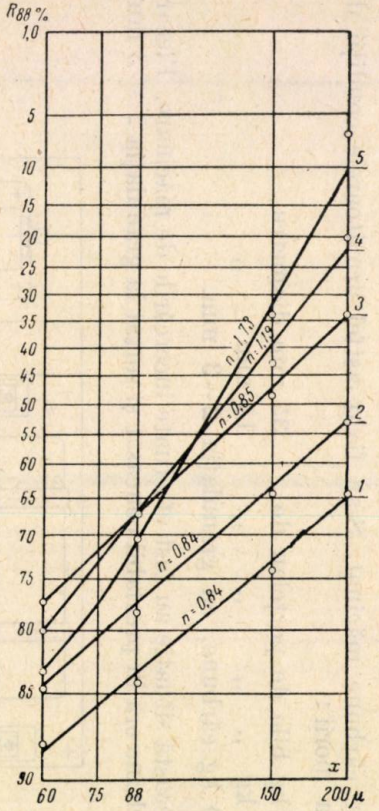


Fig. 5. — Influența duratei de măcinare asupra curbelor granulometrice ale lignitului de Sărmășag : $U = 16.51\%$: curba *1*, 15 minute ; curba *2*, 20 minute ; curba *3*, 30 minue ; curba *4*, 40 minute ; curba *5*, 60 minute.

dreptele obținute confirmă întru totul relația lui Rosin, Rammler și Sperling

$$R_x = 100\, e^{-bx^n}. \qquad (7)$$

Valoarea exponentului n, care este factorul determinant al unei compoziții granulometrice, variază între 0,68 și 1,0 (fig. 3), deci în intervalul ce se obține în mod obișnuit prin măcinarea cărbunilor. Din figura 4 se poate constata influența timpului de măcinare asupra compoziției granulometrice a produsului măcinat. Astfel, pentru lignitul de Sărmășag (cu umiditatea $U = 14{,}52\%$), exponentul n păstrează practic aceeași valoare de 0,84 pînă la 40 de minute de măcinare în moara cu bile. Pentru o durată de măcinare mai mare exponentul n crește. Limita admisibilă a duratei de măcinare coboară prin creșterea umidității probei de cărbune, după cum se poate constata din figura 5; în acest caz aglomerarea particulelor este mult mai intensă, exponentul n atingînd valoarea de 1,73. Influența umidității se manifestă nu numai în timpul procesului de măcinare în moară, ci și în timpul sitării. De aceea, rezultatele obținute pentru umidități mari ale cărbunilor (pentru valori apropiate sau care depășesc umiditatea higroscopică) trebuie primite cu multă rezervă. Influența duratei de măcinare și a umidității asupra compoziției granulometrice a produsului obținut a fost prezentată pentru lignitul de Sărmășag. Rezultatele obținute pentru celelalte sorturi de ligniți, și neprezentate în acest articol, duc la aceleași concluzii. Într-o altă diagramă logaritmică, la care scara ordonatelor a rămas neschimbată, iar pe abscise se află trecută, în scară logaritmică, durata de măcinare, sînt trasate dreptele corespunzătoare ligniților studiați (fig. 6). În tot domeniul studiat se constată o constanță a exponentului p din relația (2). Înclinarea dreptelor variază între 45° și 50°, deci exponentul p ia valori între 1 și 1,2. Cînd umiditatea probei devine prea mare, din cauza fenomenului de aglomerare, atît în moara cu bile cît și pe site, alura curbelor se schimbă, apar maxime, iar înclinațiile pe ramurile ascendente sînt simțitor mai mici (fig. 7). Deci, pentru cărbunii cu umiditate pronunțată nu poate fi aplicată metoda V.T.I. de determinare a măcinabilității, exponentul p neavînd valori constante sau bine precizate.

Din figura 6 se remarcă marea rezistență la măcinare a ligniților din R.P.R. Pentru 15 minute de măcinare *), cît prevede metoda V.T.I., resturile pe sita nr. 70 (R_{88}) sînt excepțional de mari, de peste 80%, iar pentru bazinul Schitu Goleşti (Berevoești și Godeni), chiar mai mari de 90%. Într-o asemenea situație, eroarea măsurătorii poate deveni mult prea mare. De aceea se preconizează prelungirea duratei de măcinare la 20 de minute. Pentru a obține o gamă cît mai mare a coeficienților de măcinabilitate pentru ligniții din R.P.R. se propune alegerea drept etalon

*) La instalația V.T.I. turația morii este de 41,4 rot/min, deci în 15 minute moara efectuează 622 de ture. La instalația Institutului de energetică, turația fiind de 48,8 rot/min, în 15 minute moara efectuează 732 de ture și în 20 de minute 976 de ture, respectiv de 1,18 și 1,57 ori mai mult decît la instalația V.T.I.

a unui cărbune care, după 20 de minute de măcinare în instalaţia experimentală, să dea un rest pe sita nr. 70 de 80%. Din figura 6 se observă că un asemenea cărbune etalon este lignitul de Căpeni.

Înclinaţia medie a dreptelor din figurile 6 şi 7 este de 47° — 48°, cu excepţia bazinului Schitu Goleşti la care înclinaţia est de 45°. Acceptînd

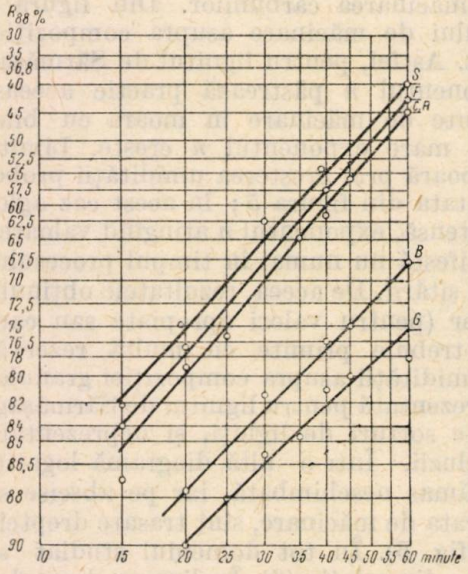


Fig. 6. — Influenţa duratei de măcinare asupra fineţii granulometrice :

G, Godeni, $U = 16{,}47\%$; *B*, Berevoeşti, $U = 17{,}18\%$; *C*, Căpeni, $U = 15{,}61\%$; *R*, Rovinari, $U = 12{,}34\%$; *F*, Filipeştii de Pădure, $U = 11{,}83\%$; *S*. Sărmăşag, $U = 14{,}52\%$.

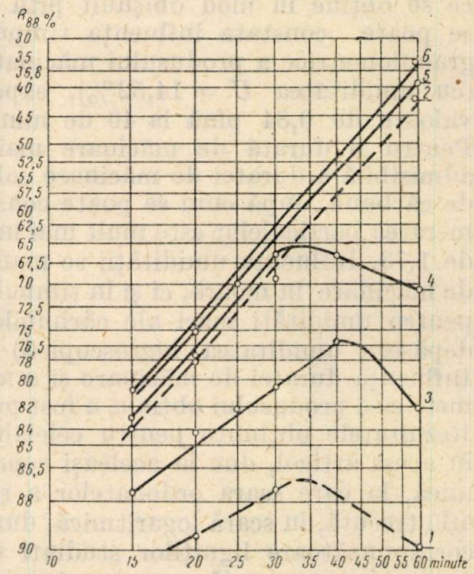


Fig. 7. — Influenţa duratei de măcinare şi a umidităţii cărbunelui asupra fineţii granulometrice :

curba *1*, lignit de Filipeştii de Pădure, $U = 19{,}50\%$; curba *2*, idem, $U = 11{,}83\%$; curba *3*, lignit de Sărmăşag, $U = 20{,}58\%$; curba *4*, idem, $U = 16{,}52\%$; curba *5*, idem, $U = 14{,}58\%$; curba *6*, idem, $U = 8{,}13\%$.

o pantă medie de aproximativ 1,1, se obţine pentru exponentul $\frac{1}{p}$ din relaţia (6) valoarea 0,9.

În urma tuturor acestor date obţinute sau adoptate în mod convenţional se obţine relaţia

$$m_{I.E.} = \left(\frac{1}{\ln\frac{100}{80}}\right)^{0,9}\left(\ln\frac{100}{R_{88}}\right)^{0,9} = 3{,}85\left(\ln\frac{100}{R_{88}}\right)^{0,9}. \qquad (8)$$

pentru calculul coeficienţilor de măcinabilitate după varianta I.E. a metodei V.T.I.

După această formulă au fost calculați coeficienții de măcinabilitate ai ligniților cercetați, obținîndu-se valorile din tablou.

Tablou

Lignitul de	$U\%$	$C\%$	$R_{88}\%$	$m_{I.E.}$
Godeni	16,47	15,80	90,2	0,50
Berevoești	17,18	17,05	87,5	0,63
Căpeni	15,61	16,60	79,4	0,96
Rovinari	12,34	20,21	78,5	1,06
Filipeștii de Pădure	11,83	22,36	77,5	1,12
idem	19,50	20,41	89,2	0,54
Sărmășag	8,13	32,14	74,2	1,30
idem	14,52	29,9	74,8	1,26
idem	16,51	29,20	77,2	1,14
idem	20,58	27,78	84,3	0,78

După cum s-a mai precizat, coeficientul de măcinabilitate, calculat după orice metodă, este o valoare relativă, comparativă față de un cărbune etalon. În U.R.S.S. drept etalon a fost luat antracitul, care mai este și în prezent cel mai întrebuințat sort de combustibil energetic. Dintre cărbunii din R.P.R., lignitul este în prezent, și mai ales va fi în viitor, sortul de combustibil cel mai folosit în centralele electrice. Din această cauză ne apare mai rațională și mai comodă alegerea drept etalon, pentru determinarea măcinabilității, a unui sort de lignit (și nu antracit). În plus, prin această alegere se obține o gamă mult mai largă de valori pentru coeficienții de măcinabilitate, eliminîndu-se posibilitatea obținerii numai a unor valori subunitare. În viitorul apropiat se va stabili scara de corespondență între coeficienții de măcinabilitate calculați după metodele V.T.I. și I.E.; în felul acesta se vor putea explicita și relațiile necesare calculului diferitelor instalații de măcinare a cărbunilor din R.P.R.

★

În această primă notă, folosindu-se metoda morii cu bile, se dau date asupra comportării la măcinare a cîtorva dintre lignții din R.P.R.

S-a constatat rezistența mare la măcinare a ligniților, cauzată de structura lor parțial fibroasă și parțial în formă de plăci. Aceste particularități de structură fac improprie utilizarea industrială a morilor cu bile pentru măcinarea ligniților, iar în ceea ce privește determinarea coeficientului de măcinabilitate, se obțin valori ce nu reflectă fidel proprietățile de măcinare ale ligniților. Din această cauză, după cum s-a mai menționat, la Institutul de energetică se studiază realizarea unui model de moară la care ruperea materialului (cărbunilor) să aibă loc în special prin lovire.

РАЗМОЛОСПОСОБНОСТЬ УГЛЕЙ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

МЕТОД ШАРОВОЙ МЕЛЬНИЦЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Был предложен коэффициент размолоспособности, более подходящий в условиях экспериментальной установки, и были подсчитаны соответствующие значения для исследования лигнитов. Предусматривается продолжение исследований и для других сортов румынских углей.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Разрез через барабан установки: *1* — фарфоровая мельница; *2* — крышка; *3* — система прикрепления крышки; *4* — войлок; *5* — барабан.

Рис. 2. — Опытная установка для определения размолоспособности угля: *1* — электродвигатель; *2* — редуктор; *3* — барабан.

Рис. 3. — Гранулометрические кривые лигнитов: *G* - Годеин, $U = 16{,}47\%$; *B* - Беревоешти, $U = 17{,}18\%$; *C* - Кэпени, $U = 15{,}61\%$; *R*, Ровинари, $U = 12{,}34\%$; *F* - Филипешти де Пэдуре, $U = 11{,}83\%$; *S* - Сэрмэшаг, $U = 14{,}52\%$.

Рис. 4. — Влияние продолжительности размола на гранулометрические кривые лигнитов из Сэрмэшага, $U = 14{,}52\%$; кривая *1* — 15 минут; кривая *2* — 20 минут; кривая *3* — 30 минут; кривая *4* — 40 минут; кривая *5* — 60 минут.

Рис. 5. — Влияние продолжительности размола на гранулометрические кривые лигнитов из Сэрмэшага, $U = 16{,}51\%$: кривая *1* — 15 минут; кривая *2* — 20 минут; кривая *3* — 30 минут; кривая *4* — 40 минут, кривая *5* — 60 минут.

Рис. 6. — Влияние продолжительности размола на гранулометрический состав угля; *G*-Годеин, $U = 16{,}47\%$; *B*-Беревоешти, $U = 17{,}18\%$; *C*-Кэпени, $U = 15{,}61\%$; *R*, Ровинари, $U = 12{,}34\%$; *F*- Филипешти де Пэдуре, $U = 11{,}83\%$; *S*-Сэрмэшаг, $U = 14{,}52\%$.

Рис. 7. — Влияние продолжительности размола и влажности угля на его гранулометрический состав; кривая *1*, лигнит из Филипешти де Пэдуре, $U = 19{,}50\%$; кривая *2* — то же $U = 11{,}83\%$; кривая *3* — лигнит из Сэрмэшага, $U = 20{,}58\%$; кривая *4* — то же, $U = 16{,}52\%$; кривая *5* — то же, $U = 14{,}58\%$; кривая *6* — то же, $U = 8{,}13\%$.

CAPACITÉ DE BROYAGE DU CHARBON DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

I. LA MÉTHODE À BILLES

(RÉSUMÉ)

Pour déterminer la capacité de broyage du charbon de la R. P. Roumaine, on a fait choix de la méthode du V.T.I., parce que celle-ci comporte un haut degré de précision des déterminations expérimentales. On a proposé un nouveau coefficient de capacité de broyage, qui convient mieux aux conditions spécifiques de l'installation expérimentale. On a calculé ainsi les coefficients de capacité de broyage des lignites roumains. On va continuer les expériences pour d'autres sortes de charbons roumains.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Section par le tambour de l'installation : *1*, moulin en porcelaine ; *2*, couvercle ; *3*, système de fixation du couvercle ; *4*, feutre ; *5*, tambour.

Fig. 2. — Installation expérimentale pour la détermination de la capacité de broyage des charbons : *1*, moteur électrique ; *2*, réducteur de vitesse ; *3*, tambour.

Fig. 3. — Courbes granulométriques des lignites : *G* — Godeni, *U* (*U* = humidité) = 16,47 % ; *B* — Berevoești, *U* = 17,18 % ; *C* — Căpeni, *U* = 15,61 % ; *R*, Rovinari, *U* = 12,34 % ; *F* — Filipeștii de Pădure, *U* = 11, 83 % ; *S* — Sărmășag, *U* = 14., 52 %.

Fig. 4. — Influence de la durée de broyage sur les courbes granulométriques des lignites de Sărmășag, *U* = 14, 52 % : courbe *1* — 15 minutes ; courbe *2* — 20 minutes ; courbe *3* — 30 minutes ; courbes *4* — 40 minutes ; courbe *5* — 60 minutes.

Fig. 5. — Influence de la durée de broyage sur les courbes granulométriques du lignite de Sărmășag, *U* = 16, 51 % : courbe *1* — 15 minutes ; courbe *2* — 20 minutes ; courbe *3* — 30 minutes ; courbe *4*, 40 minutes ; courbe *5* — 60 minutes.

Fig. 6. — Influence de la durée de broyage sur la finesse granulométrique : *G* — Godeni, *U* = 16,47 % ; *B* — Berevoești, *U* = 17,18 % ; *C* — Copăceni, *U* = 15, 61 % ; *F* — Filipeștii de Pădure, *U* = 11, 83 % ; *S* — Sărmășag, *U* = 14, 52 %.

Fig. 7. — Influence de la dureé de broyage et de l'humidité du charbon sur la finesse granulométrique : courbe *1*, lignite de Filipeștii de Pădure, *U* = 19,50 % ; courbe *2*, idem, *U* = 11,83 % ; courbe *3*, lignite de Sărmășag, *U* = 20, 58 % ; courbe *4*, idem, *U* = 16,52 % ; courbe *5*, idem, *U* = 15, 48 % ; courbe *6*, idem, *U* = 8,13 %.

BIBLIOGRAFIE

1. V. P. Romadin, *Pileprigotovlenie*, Gosenergoizdat. Moscova, 1953.
2. N. V. Sokolov, *Saprotivlenie uglei razmolu*. Gosenergoizdat. Moscova, 1951.
3. C. Mittag, *Prüfverfahren zur Ermittlung der Leistungsfähigkeit in Kugel und Rohrmühlen*. Springer, Berlin Heidelberg, 1953

STUDIU ASUPRA POSIBILITĂȚILOR DE REDUCERE A CONȚINUTULUI DE STERIL DIN LIGNIȚI, PRIN SPĂLARE CU LICHIDE GRELE

II. ÎNCERCĂRI DE DESCENUȘARE A CĂRBUNILOR DE ROVINARI

DE

I. BLUM, AL. BĂDĂRĂU, I. EPURE și B. BERCOVICI

Bazinul Rovinari se caracterizează prin foarte mari rezerve de lignițiexploatabili în carieră, prin faptul că stratul principal de 6 — 10 m grosime se află în apropiere de suprafață. Stratul are o serie de intercalații sterile argiloase precum și intercalații mai fine de culoare gri-neagră în bancurile de lignit. Sondajele făcute arată că grosimea intercalațiilor sterile variază de la cîțiva centimetri pînă la 2 m.

Apropierea de suprafață permite exploatarea în carieră cu escavatoare, ceea ce asigură un preț de cost cu mult mai mic decît în exploatările subterane, însă nu permite o exploatare selectivă, intercalațiile sterile vor fi astfel în mod inevitabil amestecate cu lignițiceea ce va duce sigur la conținuturi foarte ridicate de cenușă.

Situația zăcămîntului în Lunca Jiului, la numai cîțiva metri deasupra nivelului hidrostatic, face ca lignițiiacestui bazin să aibă și un conținut ridicat de apă. Conținutul mare de balast (cenușă + apa) ridică o grea problemă de valorificare. În planul de dezvoltare a carierei este prevăzută alegerea manuală a sterilului (claubajul) pentru producția ce depășește 80 mm. Fracțiunea granulometrică 0 — 80 mm reprezintă cu aproximație jumătate din producția carierei, iar cea de mărunți 0 — —30 mm, aproximativ jumătate din fracțiunea 0 — 80 mm. Compoziții granulometrică va varia desigur foarte mult cu tipul de escavatoare utilizat și metoda de lucru folosită, astfel încît cifrele de mai sus sînt numai indicative. Claubarea sortului 30 — 80 mm este posibilă, însă necesită benzi multe de alegere și personal numeros. Sortul 0 — 30 mm

nu se poate clauba, deşi el are ca şi toţi ceilalţi ligniţi, conţinutul cel mai ridicat de cenuşă. Analize orientative au arătat la acest sort, cenuşi de 42 — 46% la 105°C şi umidităţi de peste 40%. Cu un atare balast, ligniţii mărunţi în stare brută sînt foarte greu valorificabili şi se impune deci epurarea lor mai mult chiar decît la oricare alţi ligniţi mărunţi din ţară.

Un sumar examen al compoziţiei stratului de ligniţi a arătat chiar de la începutul lucrului în carieră că problema epurării va fi deosebit de grea din următoarele motive :

1) Proporţia mare de intercalaţii argiloase în strat, care se vor înmuia în timpul spălării, modifică densitatea mediului dens de spălare ;

2) Bancurile de lignit însăşi conţin multe intercalaţii sterile fine negricioase (cărbuni baraţi), care vor mări conţinutul de cenuşă al ligniţilor epuraţi ;

3) Unele bancuri de ligniţi sînt foarte xiloide, prezentînd chiar în zăcămînt (probabil din cauza apropierei de suprafaţă) un început de exfoliere şi crăpături, golurile astfel create fiind umplute cu substanţă minerală. Ligniţii foarte xiloizi au în genere o mică densitate şi cenuşă mai redusă, însă crăpăturile umplute cu substanţe minerale din infiltraţii măresc considerabil conţinutul de cenuşă, mărind desigur şi densitatea bucăţii însă nu suficient pentru a evita apariţia acestor bucăţi în fracţiunile densimetrice uşoare. Astfel sînt de aşteptat anomalii la sortările densimetrice, între densitate şi conţinutul de cenuşă ;

4) În intercalaţiile sterile se găsesc uneori concreţiuni calcaroase spongioase cu densitate aparentă mică, care de asemenea, vor putea produce anomalii la sortările densimetrice.

Deschiderea carierei Rovinari a început către sfîrşitul anului 1955. Pentru a scurta timpul necesar rezolvării problemei epurării acestor ligniţi s-a luat o primă probă chiar în primăvara anului 1956 cînd era abia atacată prima tranşeie numai în bancul superior al stratului pe o adîncime de aproximativ 2,4 — 2,7 m. În acel timp stratul nu era nicăeri deschis pînă la culcuşul său, nici măcar prin puţuri de sondaj. Proba nu putea fi deci reprezentativă şi astfel s-a hotărît a se alege pe loc sterilul vizibil pentru ca să se cunoască cel puţin orientativ comportarea la epurare a ligniţilor de Rovinari.

De îndată ce s-a săpat primul puţ de sondaj pînă la culcuşul stratului (la începutul verii 1956), s-a luat o probă dintr-un şanţ vertical pe toată grosimea stratului inclusiv toate intercalaţiile sterile conţinute.

În toamna anului 1956 s-a luat o nouă probă prin şanţ vertical pe toată grosimea stratului inclusiv toate intercalaţiile sterile.

Pînă la deschiderea completă a primei tranşei exploatarea se făcea numai în bancul superior al stratului de 2,5 — 3,0 m, alegîndu-se bucăţile curate de ligniţi ce se încărcau pentru comercializare, iar restul se depozita. S-a luat în cursul verii 1956 o probă şi din acest deşeu pentru a vedea comportarea sa la epurare.

Cu excepţia primei probe şi a celei de deşeu, care a fost de numai 500 kg celelalte probe au fost de cîte 800 — 1000 kg. Probele luate din şanţuri verticale fiind extrase manual şi parte cu explozivi, au cu totul altă compoziţie granulometrică decît vor avea cărbunii, ce se vor exploata

cu escavatoarele și de aceia nu s-au făcut sortări granulometrice pe șantier. După sfertuire pe șantier probele s-au introdus în butoaie de tablă cu capac etanș.

Proba I. *Ligniți claubați manual pe șantier*

Proba s-a luat din partea superioară a stratului pe adîncime de 2,7 m de la suprafață. S-a tăiat un șanț vertical în strat, alegîndu-se toate bucățile vizibile de steril alb. În locul unde s-a făcut șanțul vertical, stratul a avut alternanțele de cărbune și steril arătate în secțiunea din fig. 1.

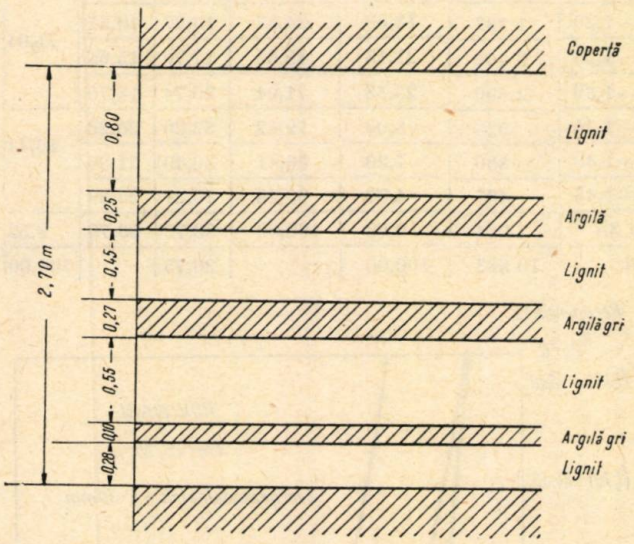


Fig. 1

Proba medie de lignit de Rovinari a fost analizată din punct de vedere al conținutului de cenușă și umiditate, iar rezultatele sînt date în tabloul nr. 1.

Tabloul nr. 1

Proba medie de lignit de Rovinari claubat

Sort granulometric mm	Cantitatea materialului umed g		Cantitatea materialului uscat g	Umiditatea totală la 105°C %	Cenușă mat. anhidru %
0—30	27.430		16.271	40,68	30,40
5—30	22.931	83,60 %	13.581	40,77	28,32
0—5	4.499	16,40 %	2.690	40,19	41,00

Compoziţia granulometrică este indicativă numai pentru proba luată. S-au supus spălării ligniţii sortul 5—30 mm care au avut deci din cauza claubajului numai 28,32% cenuşă.

Tabloul nr. 2

Analiza densimetrică a lignitului de Rovinari claubat. Granulaţia 5—30 mm (d_{25}°C 1,15—1,45)

Sort densimetric	Cantitatea materialului uscat g	Recuperări %		Cenuşi %		Recuperări %	Cenuşi %
		simplu	cumulat	simplu	cumulat		
< 1,15	503	5,90	5,90	14,52	14,52		
1,15—1,20	1 787	18,63	24,53	13,27	13,57	71,04	18,75
1,20—1,25	2 404	21,13	45,66	17,70	15,65		
1,25—1,30	2 890	25,38	71,04	23,74	18,75		
1,30—1,35	920	8,08	79,12	32,20	20,20	19,44	35,40
1,35—1,40	830	7,29	86,41	36,40	21,80		
1,40—1,45	465	4,07	90,48	40,21	22,50		
> 1,45	1 084	9,52	100,00	63,70	26,75	9,52	63,70
Total	10 883	100,00		26,75		100,00	26,75

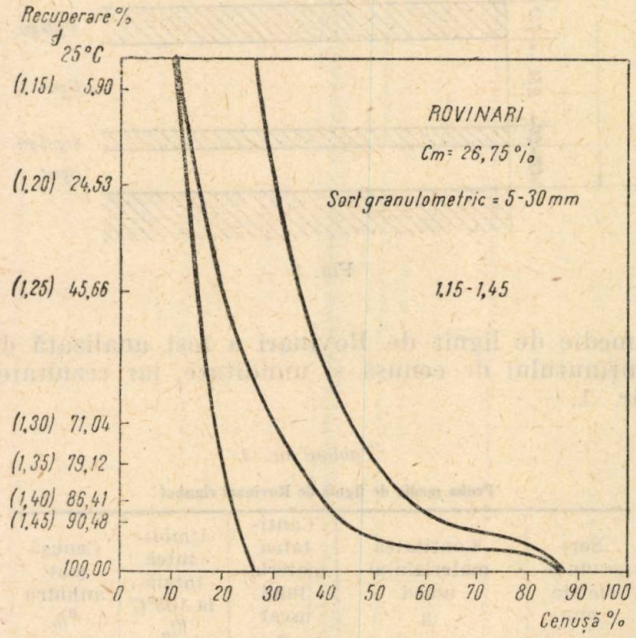


Fig. 2

S-au făcut sortări densimetrice pe densităţi crescînde de la 1,15 la 1,45 arătate în tabloul nr. 2 şi graficul din figura 2 şi sortări densimetrice pe

densități descrescînde de la 1,45 la 1,15 arătate în tabloul nr. 3 și graficul din figura 3.

Tabloul nr. 3

Analiza densimetrică a lignitului de Rovinari claubat. Granulația 5 – 30 mm ($d_{25°C}$ 1,45 – 1,15)

Sort densimetric	Cantitatea materialului uscat g	Recuperări %		Cenuși %		Recuperări %	Cenuși %
		simplu	cumulat	simplu	cumulat		
< 1,15	22	0,26	0,26	10,92	10,92		
1,15 – 1,20	515	6,23	6,49	12,65	12,59	64,75	18,31
1,20 – 1,25	2 709	23,74	39,23	16,18	15,56		
1,25 – 1,30	2 110	25,52	64,75	22,50	18,31		
1,30 – 1,35	1 365	16,51	81,26	34,45	21,60		
1,35 – 1,40	555	6,72	87,98	43,40	23,30	27,32	39,20
1,40 – 1,45	338	4,09	92,07	51,20	24,46		
> 1,45	665	7,93	100,00	72,60	28,30	7,93	72,60
Total	8 269	100,00		28,30		100,00	28,30

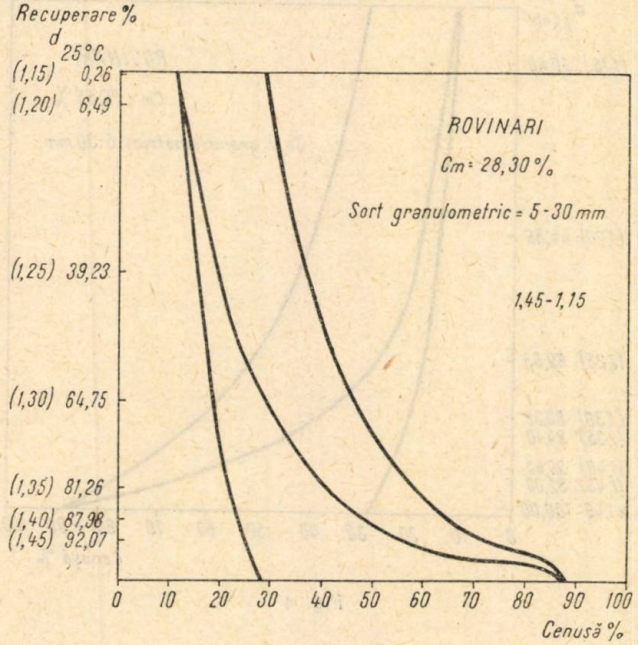


Fig. 3

S-au făcut apoi și sortări separate pentru fiecare densitate arătate în tabloul nr. 4 și graficul din figura 4.

Tabloul nr. 4

Analiza densimetrică a lignitului de Rovinari claubat.
Granulaţia 5 – 30 mm, sortări separate pentru fiecare densitate

Sort densimetric	Recuperări %		Cenuşi %		Recuperări %	Cenuşi %
	simplu	cumulat	simplu	cumulat		
< 1,15	10,80	10,80	11,80	11,80	80,39	18,70
1,15–1,20	33,76	44,56	16,37	15,26		
1,20–1,25	25,09	69,65	19,67	16,86		
1,25–1,30	10,74	80,39	31,20	18,70		
1,30–1,35	3,71	84,10	39,80	19,70	11,91	46,40
1,35–1,40	6,50	90,60	49,51	21,90		
1,40–1,45	1,70	92,30	58,26	22,48		
> 1,45	7,70	100,00	75,45	26,55	7,70	75,45
Total	100,00		26,55		100,00	26,55

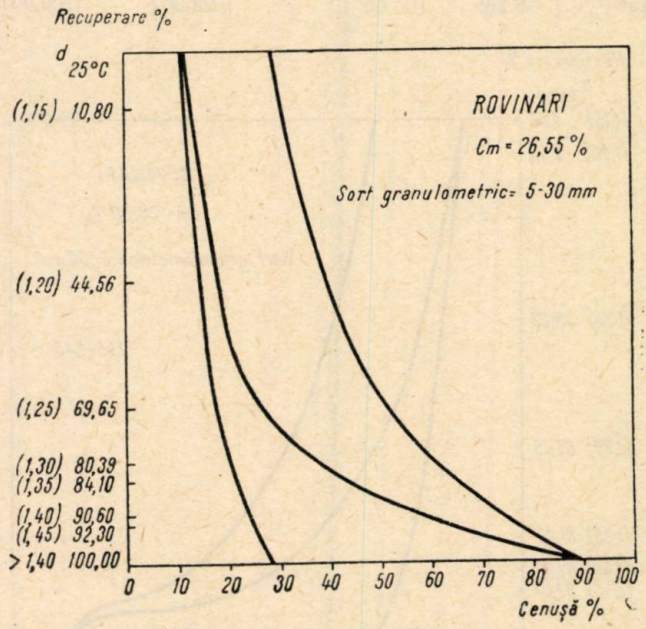


Fig. 4

Urmărind rezultatele obţinute în cele trei serii de sortări densimetrice observăm următoarele :

Pînă la densitatea 1,30, la sortări pe densităţi crescînde (tabloul nr. 2), avem o recuperare de 71,04% cu o cenuşă de 18,75% faţă de 64,75%

recuperare cu 18,31% cenușă la densități descrescînde (tabloul nr. 3) și 80,39% recuperare cu 18,70% cenușă la sortări separate pe fiecare densitate (tabloul nr. 4). Se vede de aici că la cărbunii de Rovinari fenomenul de impregnare cu soluție de $ZnCl_2$ este puternic, practic obținînd aceiași cenușă, și recuperări net superioare cînd cărbunii stau un minimum de timp în contact cu mediul dens.

La cuva pilot s-au făcut două spălări la densitatea 1,30 și una la 1,20, obținîndu-se rezultatele trecute în tabloul nr. 5

Tabloul nr. 5

Spălări la cuva laborator cu mediu dens de cenușă de pirită în apă

Sort densimetric	PROBA I			PROBA A II-a			Sort densimetric	PROBA A III-a		
	Cantitatea materialului uscat g	Recuperare %	Cenuși %	Cantitatea materialului uscat g	Recuperare %	Cenuși %		Cantitatea materialului uscat g	Recuperare %	Cenuși %
< 1,30	19.672	81,37	19,64	21.508	80.28	19.36	< 1,20	10.803	58,73	15,74
> 1,30	4.504	18,63	54,49	5.285	19,72	53,66	> 1,20	7.590	41,27	42,75
Total	24.176	100,00	26.13	26.793	100,00	26,12	Total	18.393	100,00	26,88

La proba la cuva pilot la densitatea 1,30 s-a obținut o recuperare cu aproximativ un punct mai mare, dar și cenușa crește cu un punct față de rezultatele din tabloul nr. 4.

Variațiile sînt explicabile prin forma curbei integrale din graficul din figura 4.

Proba a II-a. *Ligniți tăiați din toată înălțimea stratului*

Proba de Rovinari strat a fost luată din carieră prin tăierea unui șanț vertical pe toată grosimea stratului. Proba a cîntărit aproximativ

Tabloul nr. 6

Proba medie de lignit de Rovinari strat 0 – 50 mm

Sort granulometric mm	Cantitatea materialului umed		Cantitatea materialului uscat g	Umiditatea totală 105° C %	Cenușă mat. anhidru %
	g	%			
0—50	28.700	100,00	16.970	40,87	44,58
5—50	23.094	80,47	13.655	40,87	44,18
0—5	5.606	19,53	3.315	40,87	46,26

800 kg. Adusă în laborator proba a fost cernută prin ciurul de 50 mm. Cele două sorturi granulometrice au fost analizate separat și tot separat au fost făcute încercările de sortare densimetrică (tabloul nr. 6).

Sortările densimetrice s-au făcut numai prin sortări separate pe fiecare densitate în parte, deoarece aceste rezultate sînt mult mai aproape de realitate decît cele făcute pe densităţi crescînde sau descrescînde.

Tabloul nr. 7

Analiza densimetrică a lignitului de Rovinari strat, granulaţie 5 — 50 mm, sortări separate pentru fiecare densitate Proba *a* (5—50 mm)

Sort densimetric	Recuperări %		Cenuşi %		Recuperări %	Cenuşi %
	simplu	cumulat	simplu	cumulat		
< 1,15	1,48	1,48	11,23	11,23		
1,15—1,20	11,79	13,27	13,32	13,07	33,63	16,46
1,20 —1,25	20,36	33,63	18,66	16,46		
1,25 —1,275	5,56	39,19	21,40	17,14		
1,275—1,30	6,25	45,44	31,36	19,11	38,45	42,65
1,30 —1,40	14,38	59,82	41,65	24,52		
1,40 —1,50	12,26	72,08	59,22	30,29		
> 1,50	27,92	100,00	77,82	43,66	27,92	77,82
Total	100,00		43,66		100,00	43,66

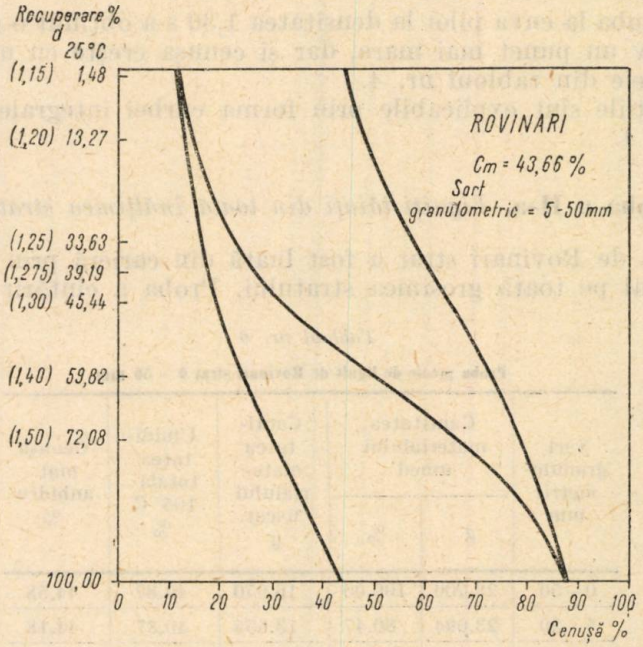


Fig. 5

a) În tabloul nr. 7 şi graficul din figura 5 arătăm rezultatele obţinute la sortul 5 — 50 mm.

Observăm din tabloul nr. 8 că la cuva pilot la 1,25 densitate și cenușă 16,50% s-a obținut o recuperare de 42,27% față de numai 33,63% obținut în laborator practic la aceiași cenușă (16,46%).

Tabloul nr. 8

Lignit de Rovinari strat, granulație 5—50 mm.
Spălări la cuva de laborator cu mediu dens de cenușă de pirită în apă

Sort densimetric	Cantitatea materialului uscat g	Recuperări %	Cenuși %
< 1,250	7.829	42,27	16,50
> 1,250	10.692	57,73	63,18
Total	18.521	100,00	43,44
< 1,275	9.437	44,51	18,14
> 1,275	11.765	55,49	66,43
Total	21.202	100,00	44,93

La cuva pilot s-a făcut pentru control și o spălare la densitatea 1,275 obținîndu-se 44,51% recuperare la 18,14% cenușă față de 39,19% recuperare, la 17,14% cenușă obținută în laborator.

b) Cărbunii sortul > 50 mm au avut analiza medie arătată în tabloul nr. 9.

Tabloul nr. 9

Proba medie de lignit de Rovinari strat, sort > 50 mm

Sortul granulometric mm	Cantitatea materialului umed		Cantitatea materialului uscat g	Umiditatea totală la 105°C %	Cenușă mat. anhidru %
	g	%			
0—50	16.640	100,00	10.495	36,93	42,36
5—50	14.572	87,57	19.191	36,93	42,08
0—5	2.068	12,43	1.304	36,93	44,33

La această probă concasată apoi la 50 mm s-au făcut analize de laborator prin sortări separate pentru fiecare densitate în parte.

Rezultatele sînt arătate în tabloul nr. 10 și graficul din figura 6.

Tabloul nr. 10

Analiza densimetrică a lignitului de Rovinari, probă de strat, granulația 5 – 50 mm
Sortări separate pentru fiecare densitate. Proba *b* (> 50 mm)

Sortul densimetric	Recuperări %		Cenuși %		Recuperări %	Cenuși %
	simplu	cumulat	simplu	cumulat		
<1,15	3,69	3,69	10,67	10,67		
1,15—1,20	18,60	22,29	14,68	14,02	42,02	15,67
1,20—1,25	19,73	42,02	17,53	15,67		
1,25—1,275	3,05	45,07	34,14	16,92		
1,275—1,30	7,48	52,55	39,47	20,13	28,18	43,82
1,30—1,40	10,13	62,68	42,59	23,76		
1,40—1,50	7,52	70,20	53,75	26,08		
>1,50	29,80	100,00	78,12	42,21	29,80	78,12
Total	100,00		42,21		100,00	42,21

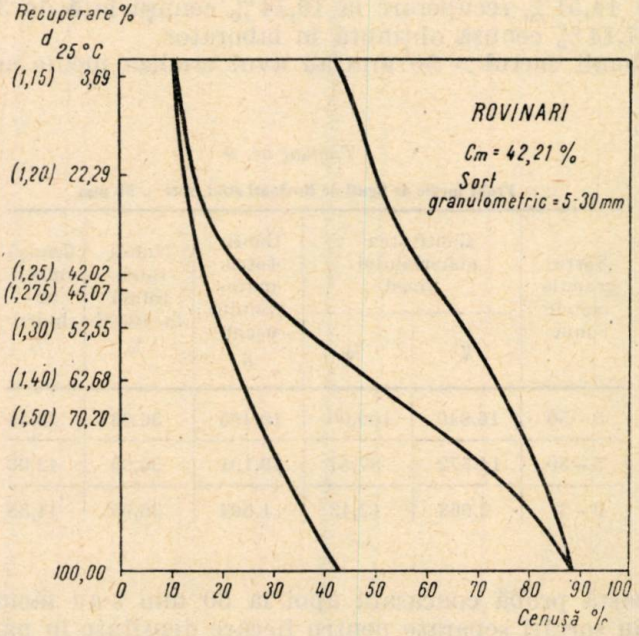


Fig. 6

Observăm din tabloul nr. 11 că la cuva pilot la 1,25 densitate s-a obținut o cenușă de 15,81% deci sensibil apropiată de cea din tabloul nr. 10, însă cu o recuperare de 48,22% față de 42,02%.

Tabloul nr. 11

Lignit de Rovinari strat, sort > 50 mm
Spălări la cuva de laborator cu mediu dens de cenușe de pirită în apă

Sort densimetric	Cantitatea materialului uscat g	Recuperări %	Cenuși %
< 1,250	11.328	48,22	15,81
> 1,250	12.164	51,78	63,40
Total	23.492	100,00	40,44
< 1,275	10.791	54,65	17,70
> 1,275	8.952	45,35	68,04
Total	19.743	100,00	40,52

La densitatea 1,275 s-a obținut la cuva pilot o cenușă de 17,70% cu 54,65% recuperare față de 16,92% cenușă și numai 45,07% recuperare, ca în tabloul nr. 10.

Se verifică deci din nou același fenomen observat și la ligniții de Schitu Goleşti și Derna.

Proba a III-a. *Ligniți tăiați din toată înălțimea stratului*

Această probă de aproximativ 1000 kg s-a luat tot dintr-un șanț vertical pe întreaga grosime a stratului, din singurul loc unde stratul este deschis pe toată grosimea sa, deci destul de aproape de locul unde s-a luat proba a II-a. Această probă are deci mai mult rolul de verificare a rezultatelor obținute la proba a II-a.

În acest loc intercalațiile reprezintă 22% din grosimea șanțului vertical. Toate intercalațiile au fost incluse în probă.

În figura 7 se prezintă o secțiune verticală prin strat.

Proba medie sort 0 — 30 mm arată o umiditate totală de 42,87% și o cenușă medie la 105°C de 43,65%. Fracțiunea 0 — 5 mm arată o cenușă medie de 44,62%, iar 5 — 30 mm o cenușă de 43,39%, Menționăm că pentru exploatarea curentă nu poate fi luată ca valabilă proporția de 20,66% la sortul 0 — 5 mm din totalul 0 — 30 mm, deoarece la proba din șanț vertical tăierea cărbunelui se face cu explozivi și tîrnăcop. La exploatarea cu escavatoare desigur că proporția claselor granulometrice va fi diferită.

Sortările densimetrice la această probă s-au făcut atît pe densități descrescînde cît și pe densități crescînde (tablolul nr. 12 și graficele din figurile 8 și 9), cît și sortări separate pe fiecare densitate (tabloul nr. 13 și graficul din figura 10).

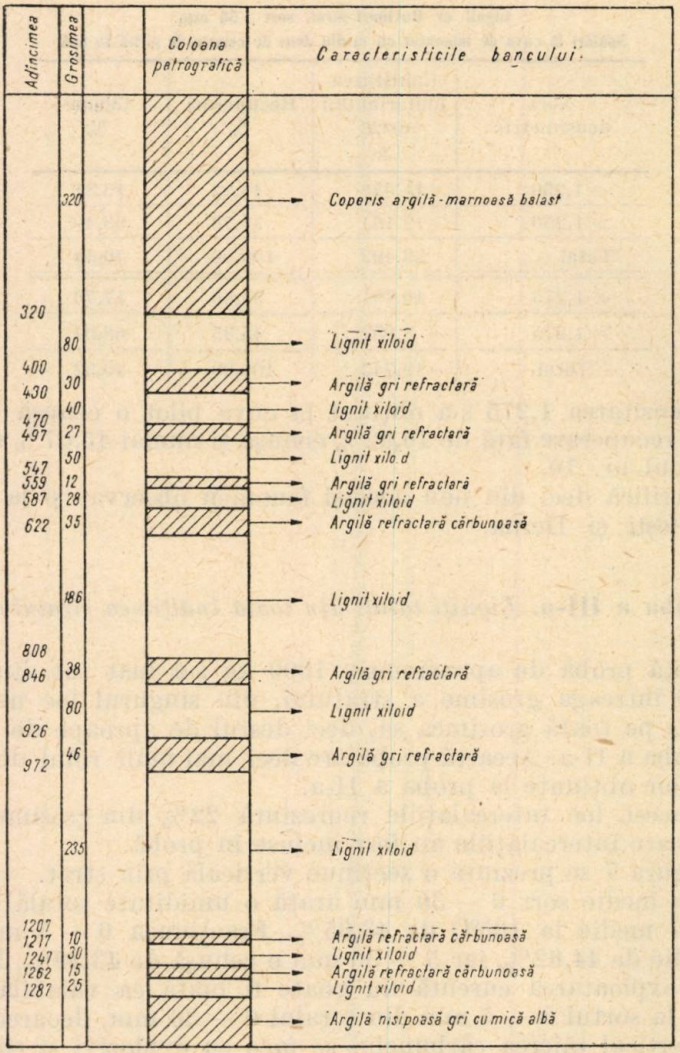

Adîncimea
Grosimea
Coloana petrografică
Caracteristicile bancului
320
Coperis argilă-marnoasă balast
320
80
Lignit xiloid
400
430
30
Argilă gri refractară
470
40
Lignit xiloid
497
27
Argilă gri refractară
547
50
Lignit xiloid
559
12
Argilă gri refractară
587
28
Lignit xiloid
622
35
Argilă refractară cărbunoasă
186
Lignit xiloid
808
846
38
Argilă gri refractară
926
80
Lignit xiloid
972
46
Argilă gri refractară
235
Lignit xiloid
1207
1217
10
Argilă refractară cărbunoasă
1247
30
Lignit xiloid
1262
15
Argilă refractară cărbunoasă
1287
25
Lignit xiloid
Argilă nisipoasă gri cu mică albă

Fig. 7

La sortările pe căile clasice de laborator (tabloul nr. 12) la densitatea 1,275 s-au obținut recuperări de 20,66% cu 16,12% cenușă și respectiv 27,49%, recuperare cu 16,49% cenușă, în timp ce la sortarea separată pe fiecare densitate deci cînd lignitii sînt în contact cu soluții de $ZnCl_2$

Tabloul nr. 12

Lignit de Rovinari strat, sort 5 – 30 mm, sortări densimetrice în soluții cu densități descrescinde și crescinde

Densitate $d_{20°C}$	Spălarea întîi (1,50–1,15)				Spălarea a doua (1,15–1,50)			
	Recuperări %		Cenuși %		Recuperări %		Cenuși %	
	simplu	cumulat	simplu	cumulat	simplu	cumulat	simplu	cumulat
<11,5	0,05	0,05	7,28	7,28	0,68	0,68	14,00	14,00
1,15 –1,20	0,23	0,28	10,43	9,88	2,39	3,07	13,94	13,96
1,20 –1,25	9,70	9,98	14,14	14,05	14,23	17,30	15,26	15,03
1,25 –1,275	10,68	20,66	18,02	16,12	10,19	27,49	18,96	16,48
1,275–1,30	13,99	34,65	21,78	18,38	6,74	34,23	22,75	17,42
1,30 –1,40	20,14	54,79	28,09	21,96	21,07	55,30	28,88	21,79
1,40 –1,50	11,98	66,77	45,90	26,26	6,85	62,15	37,81	23,55
>1,50	33,23	100,00	69,70	40,68	37,85	100,00	70,10	40,08
Total	100,00		40,68		100,00		40,08	

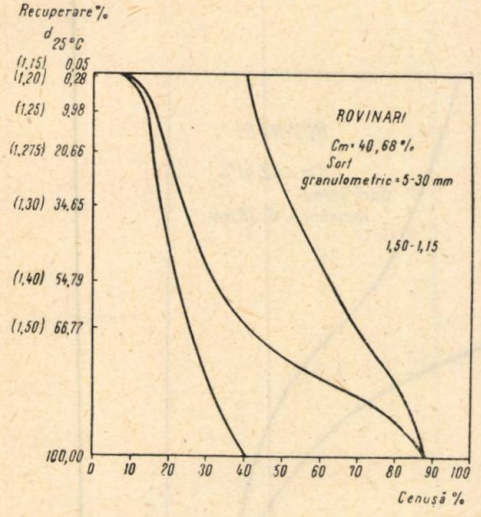


Fig. 8

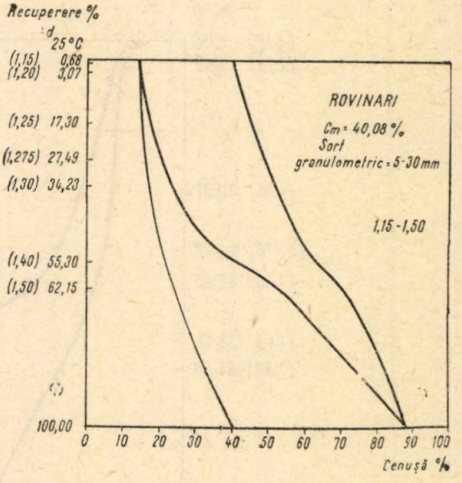


Fig. 9

un minimum de timp, s-a obținut o recuperare de 41,15% la o cenușă de 16,11%. Deci la o cenușă sensibil egală cu cea de la sortările densimetrice pe căile clasice, o recuperare aproape dublă.

Tabloul nr. 13

Lignit de Rovinari strat, sort 5 – 30 mm, sortări densimetrice separate pentru fiecare densitate

Proba medie pentru analiză	Greutate g	Cantitatea %	Cenușă 105°C %	Umiditate %
0–30 mm	30 500	100,00	43,65	42,87
0–5 mm	6 300	20,66	44,62	42,87
5–30 mm	24 200	79,34	43,39	42,87

Sort densimetric	Recuperări %		Cenuși %	
	simplu	cumulat	simplu	cumulat
<1,15	0,50	0,50	7,61	7,61
1,15 –1,20	3,95	4,45	12,15	11,64
1,20 –1,25	25,62	30,07	14,26	13,87
1,25 –1,275	11,08	41,15	22,19	16,11
1,275–1,30	5,80	46,95	23,48	17,02
1,30 –1,40	12,50	59,45	39,28	21,70
1,40 –1,50	5,05	64,50	55,67	27,36
>1,50	35,50	100,00	75,23	42,41
Total	100,00		42,41	

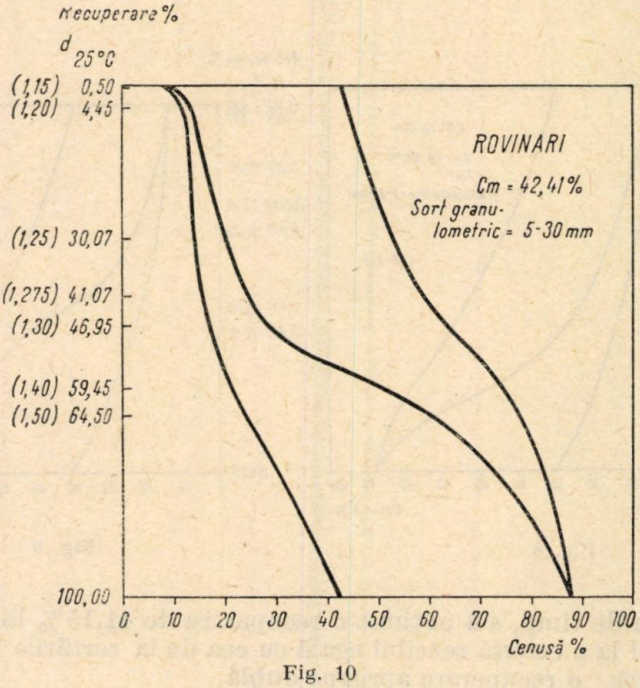


Fig. 10

Pentru a urmări și mai precis fenomenul de impregnare a lignitului de Rovinari cu soluția de clorură de zinc s-a făcut și următoarea probă :

Într-un vas cu soluție de $ZnCl_2$ de densitate 1,275 s-a plutit o cantitate mai mare de cărbuni în mai multe reprize, avînd grijă ca în fiecare repriză ligniții să rămînă minimum de timp în contact cu soluția de $ZnCl_2$. Această probă de ligniți plutiți la densitatea 1,275 a fost bine omogenizată

Tabloul nr. 14

Îmbibarea lignitului plutit pe soluția de $ZnCl_2$ $d_{20°C}$ = 1,275

Timp de contact minute	Plutit %	Cenușă %	Scufundat %	Cenușă %	Cenușă totală %
0	100,00	16,11	—	—	16,11
15	58,96	14,71	41,04	18,83	16,39
30	47,76	14,20	52,24	18,01	16,42
60	37,68	14,71	62,32	18,42	16,88
120	18,02	14,86	81,98	17,57	17,06

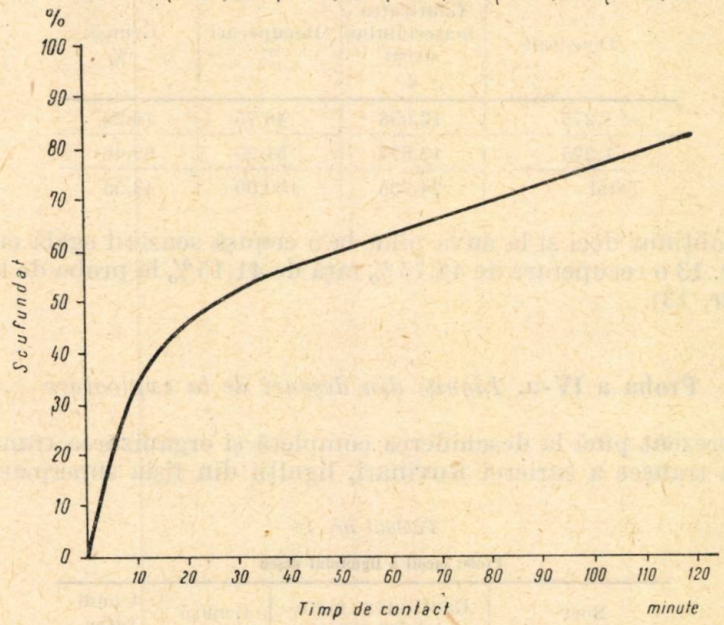


Fig. 11

și apoi sfertuită. Fiecare sfert din probă a fost pus în cîte un vas cu soluție de $ZnCl_2$ tot cu densitatea 1,275, dar au fost ținuți în soluție în primul vas 15 minute în al doilea 30 minute, în al treilea 60 minute și în al patrulea 120 minute. În fiecare caz s-a stabilit ce proporție de cărbune a mai plutit și cît a cufundat în soluție, precum și cenușile respective ale sorturilor plutite și cufundate. Rezultatele sînt arătate în tabloul nr. 14 și respectiv graficul din figura 11.

După cum vedem rezultatele arată, în mod categoric, puternica îmbibare a ligniților de Rovinari. Într-adevăr, ligniții plutiți integral pe soluția de 1,275 densitate, după numai 15 minute de rămînere în soluție de aceiaşi densitate mai plutesc numai în proporție de 58,96%, după 30 de minute numai 47,76%, după 60 de minute numai 37,68% şi după 120 de minute numai 18,02%.

De aici se vede cît de important este la probele de laborator de a evita pe cît posibil rămînerea lignitului în contact cu soluția de $ZnCl_2$ timp mai îndelungat. Chiar o rămînere de numai 3 minute în soluție, scade recuperarea la densitatea 1,275 cu 10%.

Din graficul din figura 11 se văd foarte bine diferențele mari de recuperare pe aceleaşi densități observate în laborator la metodele clasice cu densități descrescînde sau crescînde şi justifică utilizarea metodei noi de laborator prin sortări separate pe fiecare densitate în parte.

Tabloul nr. 15

Proba la cuva pilot

Densitate	Cantitatea materialului uscat g	Recuperări %	Cenuşi %
< 1,275	12.058	48,75	16,25
> 1,275	12.677	51,25	69,46
Total	24.735	100,00	43,55

S-a obținut deci şi la cuva pilot la o cenuşă sensibil egală cu cea din tabloul nr. 13 o recuperare de 48,75% față de 41,15% la proba de laborator (tabloul nr. 13).

Proba a IV-a. *Ligniți din deşeuri de la exploatare*

În prezent pînă la deschiderea completă şi organizarea transportului din prima tranşee a carierei Rovinari, ligniții din fîşia superioară a stra-

Tabloul nr. 16

Probe medii a lignitului deşeu

Sort granulometric mm	Cantitatea materialului uscat		Cenuşă 105°C %	Umiditatea totală %
	g	%		
0—30 mm	44.788	100,00	53,15	29,32
0—5 mm	12.288	27,44	56,36	29,32
5—30 mm	32.500	72,56	51,95	29,32

tului de cărbuni de aproximativ 2,5—3 m grosime se exploatează prin împuşcare şi încărcare manuală în autocamioane a bucăților curate de căr-

buni. Restul care reprezintă aproximativ jumătate din tonajul escavat și are un conținut de cenușă foarte ridicat, se consideră deșeu. Am consi-

Tabloul nr. 17

Analiza densimetrică a deșeului

Sort densimetric	Recuperări %		Cenuși 105° %	
	simplu	cumulat	simplu	cumulat
<1,15	2,04	2,04	12,99	12,99
1,15 —1,20	6.45	8,49	15,02	14,53
1,20 —1,25	13,91	22,40	18,25	16,84
1,25— 1,275	3,27	25,67	30,89	18,63
1,275—1,30	2,34	28,01	32,15	19,76
1,30 —1,40	15,60	43,61	34,55	25,05
1,40 —1,50	10,46	54,07	54,26	30,70
>1,50	45,93	100,00	75,50	51,28
Total	100,00		51,28	

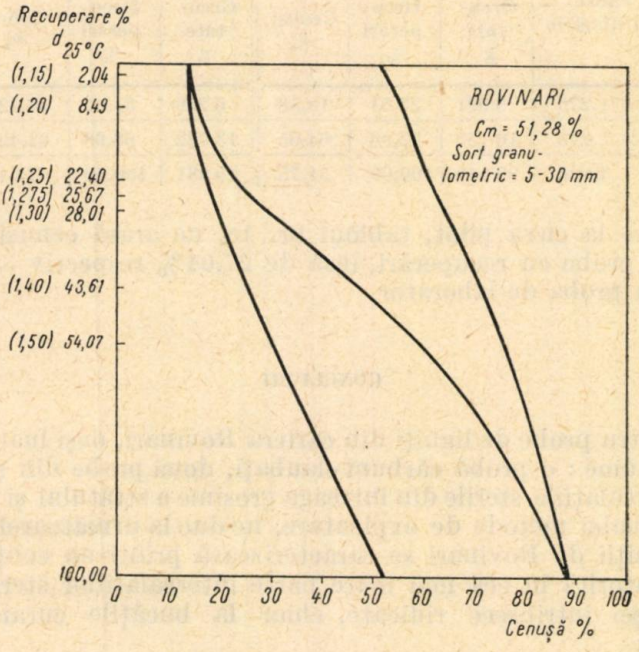


Fig. 12

derat interesantă încercarea de epurare în medii dense a acestui deșeu atît pentru verificarea însușirilor de spălare în acest caz cu un conținut excepțional de mare de cenușă, cît și în vederea unei eventuale valorificări.

În acest scop s-a luat o probă de 500 kg din diverse grămezi de deşeuri. Omogenizarea pe loc, transportul şi reomogenizarea în laborator s-a făcut ca şi la celelalte probe.

Proba medie a dat rezultatele cuprinse în tabloul nr. 16. Observăm că proba 0 — 30 mm a avut 53,15% cenuşă la 105°C, umiditatea fiind de numai 29,32%, deoarece probele s-au luat în timpul verii din grămezi de deşeuri ce stătuseră, în unele cazuri, cîteva zile la soare.

Analiza densimetrică pe fiecare densitate în parte, adică după metoda nouă de laborator, a dat rezultatele cuprinse în tabloul nr. 17 şi graficul din figura 12.

Observăm că şi la conţinutul ridicat de cenuşă al probei, la densitatea 1,25 s-a obţinut un cărbune cu 16,84% cenuşă, iar la 1,275 densitate o cenuşă de 18,63%, deci destul de aproape de rezultatele obţinute la celelalte probe. Bineînţeles recuperările respective sînt mici datorită cenuşei iniţiale a probei.

Tabloul nr. 18

Spălarea la cuvă a lignitului Rovinari deşeu

Sort densimetric	Proba I			Proba a II		
	Greutate g	Recuperări %	Cenuşi %	Greutate g	Recuperări %	Cenuşi %
< 1,275	5 991	27,04	18,58	6 259	31,32	18,42
> 1,275	16 158	72,96	64,05	13 722	68,68	62,42
Total	22 149	100,00	51,75	19 981	100,00	47,64

Spălarea la cuva pilot, tabloul nr. 18, ne arată cenuşi de 18,58% la cele două probe cu recuperări, însă de 27,04% respectiv 31,32%, faţă de 25,67% la proba de laborator.

CONCLUZII

Cele patru probe de ligniţi din cariera Rovinari, deşi luate în condiţii diferite şi anume : o probă cărbuni claubaţi, două probe din şanţ vertical inclusiv intercalaţiile sterile din întreaga grosime a stratului şi o probă din deşeurile actualei metode de exploatare, ne duc la următoarele concluzii :

1) Ligniţii de Rovinari se caracterizează printr-un conţinut ridicat de cenuşă datorită în cea mai mare parte intercalaţiilor sterile din strat, dar şi cenuşei intrinsece ridicate, chiar la bucăţile curate de lignit (16 — 20%);

2) Stratul de ligniţi este foarte neomogen, conţinînd, fîşii de la un pronunţat caracter lemnos pînă la ligniţi cu aspect pămîntos. Din această cauză omogenizarea probelor, deşi făcută cu multă atenţie, a dat rezultate diferite la conţinutul de cenuşă la seria de analize de laborator şi cuva pilot ale aceleiaşi probe. Din această cauză epurarea ligniţilor de Rovinari

prezintă o problemă mai dificilă decît la ceilalți ligniți studiați pînă acum și multe probe au trebuit repetate și cu cantități mari de cărbuni ;

3) Îmbibarea ligniților cu mediul dens în care se face analiza este foarte pronunțată, astfel încît, la probele de laborator în special, este absolut necesar a întrebuința o metodă care să asigure minimum de contact al ligniților cu mediul dens de spălare.În numai 3 minute de contact recuperarea poate fi scăzută cu 10% (graficul din figura 11) ;

4) Din cauza conținutului ridicat de cenușă intrinsecă ligniții de Rovinari nu pot fi epurați practic la cenuși sub 16 — 19%, deoarece se produc mari pierderi de substanță combustibilă în sterilul evacuat. În scopul scăderii acestor pierderi la ligniții de Rovinari va fi probabil necesar în practică să se scoată și o clasă de mixte cu 35 — 40% cenușă pentru utilizare pe loc în scopuri energetice ;

5) Cu toate greutățile ce le prezintă la epurare ligniții de Rovinari, ei sînt totuși spălabili la o cenușă variind între 16 și 19% la densitatea 1,275, oricare ar fi conținutul inițial de cenușă a ligniților. Ligniții astfel epurați, uscați și apoi brichetați cu liant pot da brichete de bună calitate cu 4700 — 5000 kcal/kg ;

6) Densitatea mică de spălare permite realizarea mediului dens din loessuri, deci un mediu dens ieftin ;

7) Ligniții de Rovinari nu se degradează în timpul spălării menținîndu-și forma și tăria ;

8) Pentru a evita pierderi de substanță combustibilă în sterilul evacuat, epurarea trebuie să se facă la densități menținute cît mai precis și printr-o metodă care să asigure minimum de contact posibil al lignitului cu mediu dens. Din acest motiv epurarea pe cale umedă poate da bune rezultate numai prin spălare în medii dense care este cea mai precisă și asigură și un minimum de timp de contact al lignitului cu mediul de spălare ;

9) Natura argiloasă a sterilului din intercalații favorizează înmuierea acestuia în timpul spălării, modificînd astfel continuu densitatea mediului dens de spălare. În consecință o deosebită atenție va trebui dată în instalațiile industriale aparatajului automat de control al densității mediului de spălare.

10) Într-o lucrare ce va apare ulterior, se vor prezenta rezultatele cercetărilor privind brichetarea cu liant și fără liant a ligniților spălați, cît și comportarea deosebită a unor fracțiuni densimetrice din cărbuni spălați, la brichetare.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ СНИЖЕНИЯ СОДЕРЖАНИЯ ПУСТОЙ ПОРОДЫ В ЛИГНИТАХ ПРОМЫВКОЙ ТЯЖЕЛЫМИ ЖИДКОСТЯМИ

II. ОПЫТЫ ОБЕЗЗОЛИВАНИЯ УГЛЯ ИЗ РОВИНАРИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе приводятся результаты, полученные в лаборатории и в опытном чане при очистке лигнитов из открытых рудников в Ровинари посредством промывки в плотных средах. Излагаются результаты, по-

лученные на 4 сериях проб, а именно : а) отборных лигнитов ; б) двух серий проб, взятых в вертикальном направлении через всю толщу пласта, включая все прослойки пустой породы ; в) ряда отходов, получающихся при современном методе эксплуатации рудников.

Указывается на мощную абсорбцию плотной жидкости лигнитами из Ровинари и на важность выбора метода очистки, обеспечивающего, по возможности, минимальное время соприкосновения лигнитов с промывочной средой.

Приводятся результаты, полученные в лаборатории при брикетировании очищенных лигнитов со связующим веществом.

ÉTUDE SUR LES POSSIBILITÉS DE RÉDUIRE LA TENEUR EN STÉRILE DES LIGNITES, PAR LAVAGE AVEC DES LIQUIDES LOURDS

II. ESSAIS D'ÉPURATION DU CHARBON DE ROVINARI

(RÉSUMÉ)

Cette étude donne les résultats obtenus, en laboratoire et à la cuve pilote, des essais d'épuration des lignites de la carrière de Rovinari, par lavage dans des liquides denses. On donne les résultats obtenus sur les quatre séries d'échantillons suivants : *a*) une série d'échantillons des lignites triés à la main ; *b*) deux séries d'échantillons provenant des excavations verticales sur toute l'épaisseur de la couche, les intercallations de stérile y comprises ; *c*) une série d'échantillons prélevés sur les déchets qui résultent de la méthode actuelle d'exploitation de la carrière.

On indique la forte absorption de liquide dense des lignites de Rovinari et l'importance du choix d'une méthode d'épuration qui assure un minimum de temps de contact entre le liquide et le milieu de lavage.

On donne les résultats obtenus en laboratoire, au briquetage à l'aide d'un liant, des lignites épurés.

BIBLIOGRAFIE

1. P. P. Zemlianski, *Obogoşcenie ugli dlia tiajolti sredah.* Moscova, Ugletehizdat, 1953.
2. F. A. Slepţov, *Vzvesi glini, kak plotnaia sreda pri obogoşcenie ugle.* Ugoli, 1935. nr. 18.
3. D. R. Mitchell., *Coal Preparation.* New York, Aimme, 1950.
4. S. I. Polkin, *Prepararea minereurilor,* Bucureşti, Ed. tehnică, 1956.

FENOMENELE DIN FIRUL INDUS AL UNUI DINAM

DE

ACADEMICIAN N. VASILESCU KARPEN

Completăm în cele ce urmează precedenta noastră notă*) arătînd detaliat distribuția sarcinilor electrice de-a lungul unui fir și traseul aproximativ al liniilor de forță ale cîmpului coulombian E_0 (fig. 1). Distri-

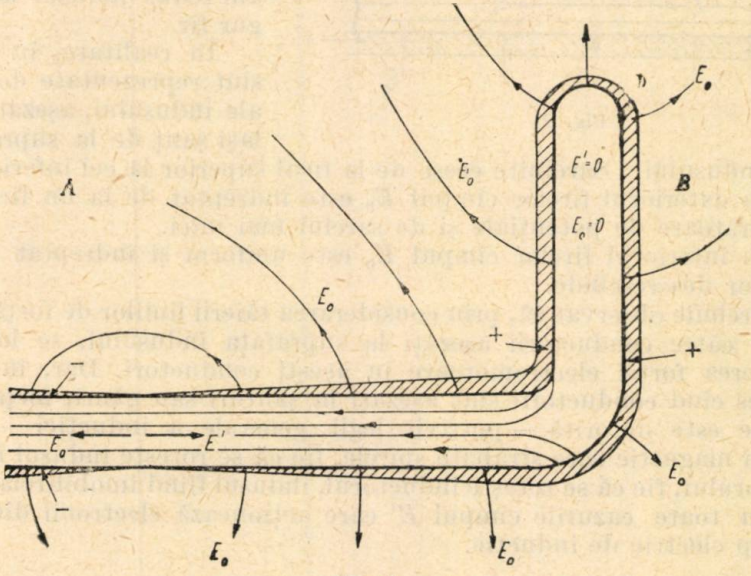


Fig. 1

buția sarcinilor este astfel ca, în interiorul firului, cîmpul E_0 să fie egal și de sens contrar cu cîmpul electric de inducție E', fie că generatorul nu debitează, fie că rezistența firului este neglijabilă.

*) N. Vasilescu Karpen, *Forță electromotoare sau tensiune electromotoare ? (Analiza fenomenelor din firul indus al unui dinam)*. Comunicările Acad. R.P.R., tomul VI, nr. 3, martie 1956, p. 413.

Dacă mijlocul firului este de potențial zero, firul se încarcă simetric cu sarcini pozitive și negative, ca în suprafața haşurată din figura 1 (ca și în nota precedentă, pentru ușurința expunerii, electronii sînt presupuși pozitivi).

Dacă extremitatea A a firului ar fi la potențialul zero, sarcinile ar fi peste tot pozitive și ar crește treptat din A în B.

Dacă extremitatea B ar fi la potențialul zero, atunci sarcinile ar fi peste tot negative și ar crește în valoare absolută de la B la A.

În toate cazurile cîmpul E_0 rămîne același, în tot spațiul, în interiorul firului fiind egal și de sens contrar cu E'.

Trebuie observat că extremitățile A și B ale firului nu sînt supuse cîmpului de inducție E' ($E' = 0$), în consecință, la aceste extremități, sarcinile scad și se distribuie astfel ca în interiorul firului $E_0 = E' = 0$.

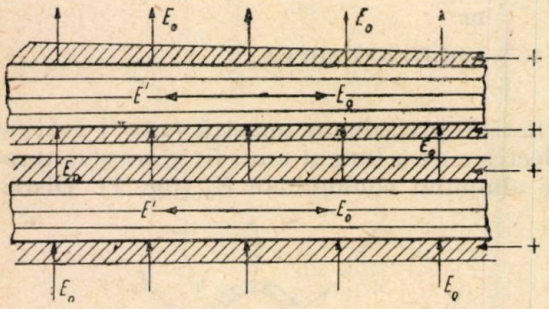


Fig. 2

Pentru evidențierea deosebirii esențiale dintre noțiunea de forță electromotoare și aceea de tensiune electrică, am redus indusul la un singur fir.

În realitate, în figura 2 sînt reprezentate două spire ale indusului, așezate în același șanț de la suprafața fierului indusului. Sarcinile cresc de la firul superior la cel inferior.

În exteriorul firelor cîmpul E_0 este îndreptat de la un fir la firele înconjurătoare de potențiale și de sarcini mai mici.

În interiorul firelor cîmpul E_0 este uniform și îndreptat în sensul sarcinilor descrescînde.

Trebuie observat că, prin considerarea tăierii liniilor de forță magnetice de către conductorii așezați la suprafața indusului, se localizează producerea forței electromotoare în acești conductori. Dar, în general, mai ales cînd conductorii sînt așezați în șanțuri sau găuri, forța electromotoare este datorită — potrivit legii generale a inducției — variației fluxului magnetic care străbate spirele, fie că se rotește indusul în cîmpul inductorului, fie că se rotește inductorul, indusul fiind imobil(relativitate).

În toate cazurile cîmpul E' care acționează electronii din fir este un cîmp electric de inducție.

ЯВЛЕНИЯ В ИНДУКТИРОВАННОМ ПРОВОДЕ ДИНАМОМАШИНЫ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Настоящим сообщением дополняется предыдущее сообщение автора *Электродвижущая сила или электродвижущее напряжение? Исследование явлений в индуктированном проводе динамомашины,* опублико-

ванное в «Докладах Академии РНР», том VI, № 3, 1956, стр. 413, в котором показывается распределение нагрузок на поверхности индуктированного провода динамомашины, а также приблизительное положение линий сил электрического поля E_0, создаваемого этими нагрузками (рис. 1).

Рассматривается также случай двух смежных витков, введенных в один и тот же паз якоря (рис. 2).

LES PHÉNOMÈNES DANS LE FIL INDUIT D'UNE DYNAMO

(RÉSUMÉ)

Complétant la Note précédente, *Force électromotrice ou tension électromotrice? (Analyse des phénomènes dans le fil induit d'une dynamo)*, (parue dans les Comptes rendus de l'Académie de la R.P.R., vol. VI, n° 3, mars 1956, p. 413), on montre la distribution des charges à la surface du fil induit d'une dynamo, ainsi que le tracé approché des lignes de force du champ électrique E_0, produit par ces charges (fig. 1).

On considère également le cas de deux spires voisines, introduites dans une encoche de l'induit (fig. 2).

REPARTIȚIA OPTIMĂ A PUTERILOR ACTIVE ȘI REACTIVE ÎNTRE CENTRALELE ELECTRICE

DE

F. MANEA

Alături de condițiile siguranței și calității energiei furnizate, funcționarea sistemelor electroenergetice trebuie să fie și cea mai economică. Numeroși cercetători au căutat soluționarea riguroasă din punct de vedere teoretic și ușor de aplicat din punct de vedere practic, a acestei probleme complexe. Dintre aceste preocupări, prezentăm în anexa I numai cîteva dintre cele mai recente.

În cele ce urmează, se determină condițiile repartiției puterii care să dea minimum de consum de combustibil, ca funcții de contribuțiile de putere ale fiecărui generator la acoperirea sarcinii punctului de echilibru al unei interconexiuni radiale.

Pentru cazul rețelelor arborescente se aplică metoda generatorului echivalent în studiul repartiției puterilor între centrale.

Se prezintă un aspect simplificat, practic, de studiu comparativ al influenței compensării puterii reactive asupra nivelului tensiunii.

Exprimarea consumului de combustibil, sau a prețului de cost orar, ca funcție parabolică de puterile active produse, permite utilizarea metodei directe a generatorului echivalent și în cazul considerării, în primă aproximație, a influenței pierderilor din rețea. Relațiile liniare rezultate drept condiții de repartiție optimă fac posibilă folosirea unor modele în curent continuu pentru determinarea soluțiilor.

Condițiile repartiției optime a puterilor pentru o interconexiune radială

În mod obișnuit, pentru a determina condițiile repartiției corespunzătoare minimului de combustibil sau de cost necesar producerii și transportului energiei la consumatori, se iau drept mărimi variabile puterile active și reactive la bornele generatorilor. Acestea fiind mărimi care se

măsoară și se reglează în mod normal în centralele electrice, soluțiile repartiției optime trebuie exprimate ca puteri active și reactive produse la centrale.

Expresii mai simple, mai ușor de interpretat și de aplicat, se obțin uneori dacă se iau drept variabile independente contribuțiile de puteri active și reactive ale generatorilor la acoperirea sarcinii date a punctului de echilibru.

În calculul circulației puterilor, punctul de echilibru se consideră drept nod cu sarcină nedeterminată, care rezultă din aplicarea ecuației de conservare a puterilor. La studiul repartiției optime a puterilor, sarcinile tuturor consumatorilor fiind date, impuse, punctul de echilibru este un „nod de reper", pentru care intervin în ecuația de echilibru a puterilor toate puterile variabile, repartizabile, ale generatorilor. Este evident că repartiția optimă nu trebuie să depindă de punctul de reper ales.

Pentru centralele interconectate radial, care au resurse de combustibil practic nelimitat, repartiția optimă se determină corespunzător derivatelor consumurilor de combustibil (sau prețului de cost al energiei produse) în raport cu contribuțiile de putere ale fiecărei centrale la acoperirea sarcinii punctului central de echilibru (anexa II).

Variația contribuțiilor de putere la acoperirea sarcinii punctului central de echilibru se poate închipui fie prin schimbarea repartiției de sarcini între centrale, fie, mai simplu, prin variația schimbului de putere între fiecare centrală și punctul de echilibru.

În consecință, în condițiile repartiției extremale, un schimb de putere arbitrar mică între oricare centrală și punctul de echilibru se face cu același consum specific de combustibil (sau cheltuieli specifice).

Pentru interconexiunea radială, luînd ca punct de echilibru nodul central, pierderile de putere se exprimă ca funcții numai de puterile repartizabile din ramura respectivă, astfel încît derivatele parțiale sînt totodată și derivate totale.

Dacă avem exprimat consumul de combustibil T ca funcție de puterea emisă în rețea P_i, condițiile repartiției optime a puterilor active se aduc la forma

$$\frac{\partial T_1}{\partial P_{c1}} = \frac{\partial T_1}{\partial P_1} \cdot \frac{\partial P_1}{\partial P_{c1}} = \frac{dT_1}{dP_1}\left(1 + \frac{dp_1}{dP_{c1}}\right) = \varepsilon_1\left(1 + \frac{dp_1}{dP_{c1}}\right) = \cdots = \varepsilon_i\left(1 + \frac{dp_i}{dP_{ci}}\right) = \cdots$$

$$\cdots = \varepsilon_n\left(1 + \frac{dp_n'}{dP_{cn}}\right). \tag{1}$$

S-a notat prin $\varepsilon_i = \frac{dT_i}{dP_i}$ creșterea relativă a consumului de combustibil la o creștere arbitrar de mică a puterii emise, iar prin p_i pierderile de putere în ramura corespunzătoare a rețelei.

Ca și la puterile active, în condițiile repartiției optime a puterilor reactive, un schimb de putere reactivă arbitrar de mică între oricare centrală și punctul de echilibru se face cu aceleași pierderi specifice de putere activă (anexa II).

Pentru cazul unei interconexiuni radiale cu punct de echilibru central avem

$$\frac{dp_1}{dQ_{c1}} = \dots = \frac{dp_i}{dQ_{ci}} = \dots = \frac{dp_n}{dQ_{cn}}. \tag{2}$$

Ecuațiile (1) și (2) diferă numai ca formă de exprimare de cele existente în literatură [1], [2].

Într-adevăr, putem scrie

$$\frac{dT_i}{dP_i}\frac{dP_i}{dP_{ci}} = \frac{\dfrac{dT_i}{dP_i}}{\dfrac{dP_{ci}}{dP_i}} = \frac{\dfrac{dT_i}{dP_i}}{1-\dfrac{dp_i}{dP_i}}, \tag{3}$$

$$\frac{dp_i}{dQ_{ci}} = \frac{dp_i}{dQ_i}\frac{dQ_i}{dQ_{ci}} = \frac{\dfrac{dp_i}{dQ_i}}{\dfrac{dQ_{ci}}{dQ_i}} = \frac{\dfrac{dp_i}{dQ_i}}{1-\dfrac{dq_i}{dQ_i}}. \tag{4}$$

Calculul repartiției optime a puterilor active neținînd seama de pierderile în rețele

Determinarea repartiției optime a puterilor active între centralele interconectate prin liniarizarea caracteristicilor de consum, care să conducă la „creșteri relative" variind în trepte, constituie în primă aproximație o metodă expeditivă.

Exprimarea caracteristicilor de consum prin funcții parabolice poate conduce la o metodă mai exactă de calcul, la posibilitatea utilizării modelului de calcul în curent continuu, precum și la introducerea directă în studiu a influenței pierderilor din rețea.

Expresiile deduse în anexa III ne relevă posibilitatea determinării în mod simplu a unei centrale echivalente, de putere P și coeficienți

$$C = \frac{1}{\sum_1^n \frac{1}{c_k}}$$

și

$$B = \frac{1}{\sum_1^n \frac{1}{c_k}} \sum_1^n \frac{B_k}{C_k} = C \sum_1^n \frac{B_k}{C_k},$$

care poate înlocui în condițiile repartiției optime a puterilor mai multe centrale date.

Puterea optimă a oricărei centrale se poate determina ușor prin calcul analitic sau grafic cu ajutorul relației liniare.

$$P_i = \frac{C}{C_i} P + \frac{B - B_i}{2C_i} \cdot \tag{5}$$

Deoarece puterile repartizabile sînt limitate, în cazul cînd relația (5) conduce pentru un generator la o soluție în afara limitei, va trebui disigur

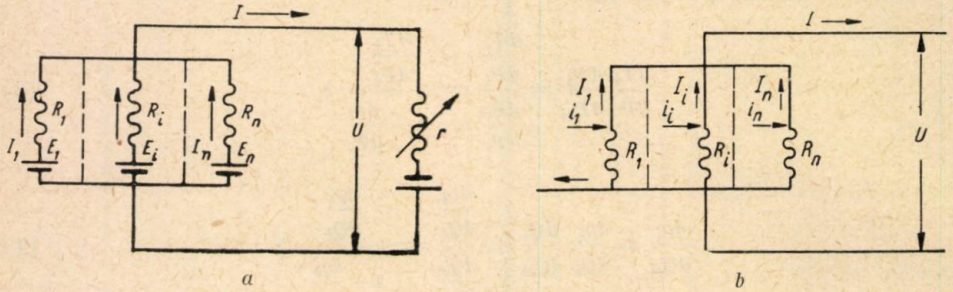


Fig. 1

să reținem valoarea limită drept soluție și să ținem seama de aceasta în determinarea puterilor optime pentru ceilalți generatori.

Un model în curent continuu, schematizat ca în figura 1 *a* sau 1 *b*, pe baza analogiei $\frac{B_i}{2} \rightarrow E_i = i_i\ R_i,\ C_i \rightarrow R_i,\ P_i \rightarrow I_i,\ P \rightarrow I$ ne oferă comod repartiția optimă (anexa IV).

Repartiția optimă a puterilor rezultă prin calcul cu ajutorul formulei (5) sau, dacă reglajul curenților i_i se face comod, cu ajutorul relației evidente $P_i = \frac{I_i}{I} P$.

Calculul repartiției optime a puterilor reactive

Considerăm cazul a trei centrale interconectate ca în figura 2.

Este comod să se aleagă drept punct de echilibru nodul central O de interconexiune.

În funcție de puterea reactivă a nodului central Q_0 și de constantele generatorului echivalent (anexa V) contribuția de putere reactivă a fiecărui generator la acoperirea sarcinii punctului de echilibru, va fi dată de expresia

$$Q_{i0} = Q_0 \frac{r_0}{r_{0i}} + \frac{m_0 - m_i}{r_{0i}} \cdot \tag{6}$$

Metoda generatorului echivalent a fost utilizată de A. S. Galaktionov, folosind direct puterile reactive repartizabile de la bornele mașinilor, cu ajutorul relațiilor de forma (4) la care s-a neglijat influența numitorilor.

Folosirea contribuțiilor de puteri reactive la acoperirea sarcinii punctului de echilibru, ca în prezentul studiu, prezintă avantajul unei exactități mai mari, deoarece puterea reactivă Q_0 este cunoscută, spre deosebire de corespunzătoarea sa din metoda lui A. S. Galaktionov, ΣQ_i, care se evaluează aproximativ (sau prin aproximații succesive).

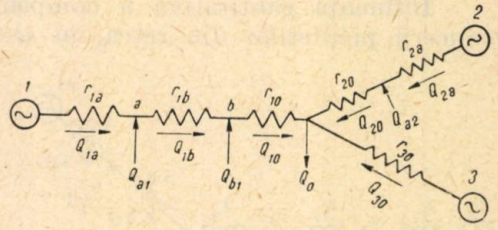


Fig. 2

În aplicațiile practice va trebui să se țină seama de anumite limite ale puterilor repartizabile, determinate de capacitatea de încărcare a mașinilor nivelul tensiunilor, stabilitatea sistemului etc.

Corespunzător analogiei $m_i \rightarrow E_i = i_i\, R_i$, $r_{0i} \rightarrow R_i$, $Q_i \rightarrow I_i$, $Q_0 \rightarrow I$, modelul de curent continuu din figura 1 ne oferă, de asemenea, comod repartiția optimă.

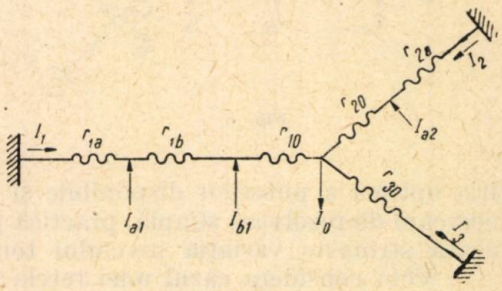


Fig. 3

Dacă reglajul curenților se face ușor, se poate modela direct schema rețelei date.

Astfel, pentru schema din figura 2 modelul corespunzător va fi cel din figura 3.

Cazul mai general al rețelelor arborescente poate fi redus la cel anterior al rețelei radiale folosind succesiv metoda generatorului echivalent.

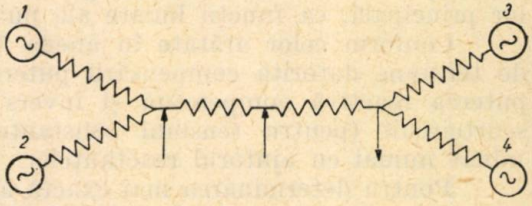


Fig. 4

De exemplu, schema arborescentă din figura 4 poate fi simplificată prin determinarea prealabilă a generatorului echivalent al primilor sau ultimilor doi generatori, reducîndu-se în felul acesta la o schemă radială.

Pentru rețele buclate, la care laturile buclelor au raportul $\frac{r}{x}$ apropiat ca valoare, se poate aplica „aruncarea la noduri" a generatorilor sau receptorilor intermediari cu puteri nerepartizabile în vederea simplificării schemei.

Modelul de curent continuu se poate folosi și în acest caz.

Variația tensiunii la compensarea puterii reactive

În afară de aspectul repartiției corespunzătoare minimului de pierderi în rețea pentru cazul în care există puteri reactive disponibile este importantă problema instalării de aparate și mașini pentru micșorarea pierderilor și ridicarea nivelului tensiunilor în cazul deficitului de putere reactivă.

Influența cantitativă a compensării factorului de putere asupra reducerii pierderilor din rețea, în scopul determinării timpului necesar pentru amortizarea costului dispozitivelor de compensare, este o problemă de actualitate expusă în literatura de specialitate și chiar în prescripții.

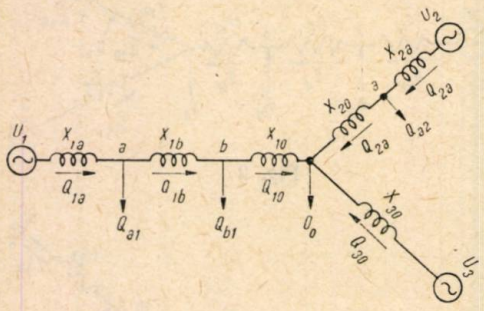


Fig. 5

Determinarea echivalentului economic al compensării puterii reactive se face în principiu relativ ușor pentru rețelele arborescente, dacă se cunoaște modul de variație a repartiției (în diverse ramuri) a puterii reactive compensate.

Problema aceasta are un caracter diferit de cel de la repartiția optimă a puterilor disponibile și în cele ce urmează vom prezenta o încercare de rezolvare simplă, practică pentru cazul rețelelor arborescente, legată strîns de variația nivelului tensiunilor.

Vom considera cazul unei rețele radiale, ca aceea din figura 5.

Luînd în considerare numai căderile de tensiune longitudinale, diferențele de tensiuni de-a-lungul liniilor se vor exprima prin partea lor principală, ca funcții liniare ale puterilor.

Conform celor arătate în anexa VI, partea principală a variației de tensiune datorită compensării puterii reactive este proporțională cu puterea reactivă compensată și invers proporțională cu un curent de scurtcircuit (pentru tensiuni constante la bornele generatorilor) determinat numai cu ajutorul reactanțelor.

Pentru determinarea mai exactă a variației de tensiune se pot face corecții suplimentare rapid convergente.

Coeficienții de ramificație, rezultați din expresii de forma $\frac{\Delta Q_i}{\Delta Q}$, utili în calculul „coeficienților energetici" sau „echivalenților economici ai puterii reactive", trebuie determinați deci numai cu ajutorul reactanțelor și nu folosind impedanțele, așa cum se obișnuiește.

Calculul repartiției optime a puterilor active ținînd seama de pierderile în rețele

Dacă se aproximează caracteristicile de consum, ca funcții de puterile emise de centrale, prin parabole de gradul doi, în jurul punctelor de funcționare optimă, determinate expeditiv fără a ține seama de influența pierderilor în rețele, se poate folosi metoda generatorului echi-

valent pentru determinarea corecției $\Delta P_i \equiv P_i - P_i^0$ datorită influenței pierderilor în rețea.

Se vor utiliza condițiile (1) de repartiție optimă în forma aproximată (pentru rețele radiale $\frac{dp_i}{dP_{ci}} \simeq \frac{dp_i}{dP_i}$), ca în expresia

$$\varepsilon_i\left(1 + \frac{dp_i}{dP_{ci}}\right) \simeq \varepsilon_i\left(1 + \frac{dp_i}{dP_i}\right) = \text{const.} \tag{7}$$

Cu notațiile adoptate anterior, înlocuind expresia creșterii relative ε_i și explicitînd derivata pierderilor în raport cu puterea activă repartizabilă corespunzătoare P_i, se obține expresia

$$(B_i + 2C_iP_i)\left(1 + \frac{2r_i P_i}{U^2} - 2\,m_{i0}\right) \equiv (\varepsilon_i^0 + 2C_i\Delta P_i)\left(\pi_i^0 + 2\,\frac{r_i}{U^2}\cdot\Delta P_i\right) \simeq$$

$$\simeq \varepsilon_i^0\pi_i^0 + 2\left(C_i\pi_i^0 + \frac{r_i}{U^2}\,\varepsilon_i^0\right)\Delta P_i. \tag{8}$$

S-a notat prin m_{i0} suma produselor dintre puterile active ale consumatorilor (mai precis inclusiv pierderile prealabil evaluate) împărțite la pătratul tensiunilor respective, și rezistențele corespunzătoare pe drumul pînă la punctul de echilibru, iar prin P_i^0 puterea determinată în prealabil neținînd seama de pierderile în rețea

$$\varepsilon_i^0 \equiv B_i + 2C_iP_i^0,$$

$$\pi_i^0 \equiv 1 - 2m_{i0} + 2\,\frac{r_i}{U^2}\,P_i^0.$$

Dacă puterea totală repartizabilă se consideră ca fiind aceeași, $\sum_1^n \Delta P_i = 0$, rezultă corecția de putere

$$\Delta P_i = \left(\frac{\sum_1^n \frac{b_k}{c_k}}{\sum_1^n \frac{1}{c_k}} - b_i\right)\frac{1}{2c_i} \tag{9}$$

S-a notat,

$$c_i \equiv C_i\pi_i^0 + \frac{r_i}{U^2}\,\varepsilon_i^0 \quad \text{și} \quad b_i \equiv \varepsilon_i^0\,\pi_i^0.$$

În cazul rețelelor arborescente se va folosi metoda generatorului echivalent pentru reducerea la o rețea radială. Procedeul va fi același ca și la calculul repartiției optime a puterilor reactive. Se vor utiliza însă în calcule nu puterile active totale, ci corecțiile ΔP_i ale puterilor.

Utilizarea modelului de curent continuu nu diferă în principiu de cea din cazurile anterioare.

Metoda generatorului echivalent este ușor de aplicat în cazul cînd „creșterea relativă" a consumului de combustibil ca funcție de puterea emisă se poate aproxima printr-o singură dreaptă.

Cînd sînt necesare însă mai multe drepte de aproximare în domeniul în care interesează variabilele, este preferabilă exprimarea repartiției optime în funcție de parametrul λ.

În acest caz, dacă se folosesc condițiile repartiției optime sub forma ecuațiilor (3), avem

$$\frac{B_i + 2C_i P_i}{1 - \frac{2r_i P_i}{U^2} + 2m_{i0}} \equiv \frac{\varepsilon_i^0 + 2C_i \Delta P_i}{\sigma_i^0 - 2\frac{r_i}{U^2} \Delta P_i} = \lambda. \tag{10}$$

Rezultă

$$\Delta P_i = \frac{\lambda \sigma_i^0 - \varepsilon_i^0}{2\left(C_i + \frac{r_i}{U^2}\lambda\right)}. \tag{11}$$

Dacă interconexiunea nu este radială cu punct de echilibru central, termenul m_{i0} include și puterile aparținînd altor centrale, evaluate conform repartiției neținînd seama de pierderile în rețea.

Prima aproximație a corecției ΔP_i este în general suficientă.

Prin însumarea tuturor puterilor P_i corespunzătoare aceluiași λ rezultă indirect puterea totală repartizabilă. În funcție de λ se alcătuiește ușor un tabel din care se extrag direct sau se calculează prin interpolare valorile care interesează.

CONCLUZII

1. Exprimarea consumului de combustibil în unitatea de timp ca funcție parabolică de puterea produsă permite determinarea prin calcul direct și simplu a repartiției optime a puterilor active ținînd seama sau nu de pierderile din rețelele arborescente.

2. Condițiile de repartiție optimă rezultate ca funcții liniare fac posibilă utilizarea unui model calculator în curent continuu.

3. Exprimarea condițiilor de repartiție optimă a puterilor reactive în funcție de puterile generate la punctul de echilibru conduce la relații tot atît de simple, dar mai precise în metoda generatorului echivalent.

4. Coeficienții de ramificație din studiul economic al compensării puterii reactive trebuie determinați cu ajutorul reactanțelor.

5. Curentul de scurtcircuit determinat numai cu ajutorul reactanțelor reprezintă în primă aproximație coeficientul de proporționalitate dintre variația puterii reactive de compensat și variația tensiunii din nodul respectiv.

ANEXA I

V. M. Gorenstein [1] studiază detaliat repartiția optimă a puterilor active între grupuri generatoare sau centrale electrice cu rezerve de combustibil nelimitat și dă indicații prețioase pentru cazul centralelor cu rezerve limitate, cînd pentru calculele practice intervin coeficienți suplimentari de corecție ai „creșterilor relative".

I. M. Markovici [2] determină condiții mai generale, punînd simultan problema repartiției optime a puterilor active și reactive ținînd seama de influența pierderilor din rețea. Coeficienții de corecție ai „creșterilor specifice" ale consumului de combustibil se determină cu ajutorul „coeficienților de repartiție" ai sarcinilor ce depind numai de configurația, constantele și „punctul de echilibru" al rețelei.

A. Avramescu [3], pe baza unui studiu documentar, prezintă diverse metode grafice, tabelare, mecanice, electrice și combinate de studiu și automatizare a repartiției optime a puterilor active între unitățile energetice. Discută logica egalității „raportului de creșteri" și dă o metodă originală de geometrie analitică.

V. N. Serebrenikov [4], în dorința de a simplifica mult problema, recomandă considerarea drept constante a unor coeficienți de corecție ai „creșterilor relative" la încărcarea turboagregatelor. Această tendință este combătută just de V. M. Gorenstein [5].

A. S. Galaktionov [6] a propus o metodă practică de determinare a repartiției optime a puterilor reactive folosind metoda centralei echivalente.

L. M. Vainstein [7] examinează prin calcul și încercări pe o rețea reală alegerea valorii optime a puterii reactive transportată de la o centrală îndepărtată, ținînd seama de variația tensiunii la barele receptoare. Se ajunge la concluzia că mărirea tensiunii cu ajutorul prizelor transformatorilor la barele receptoare micșorează pierderile pe linie, ceea ce este evident dacă puterea transportată este aceeași. În realitate puterea consumatorilor depinde de tensiune, crescînd o dată cu aceasta.

A. Bensimon [8], folosind teoria generală a lui I. M. Markovici, studiază cîteva exemple de calcul spre a pune în evidență influența pierderilor din rețea.

M. Bercovici*), luînd drept bază prețul de cost al energiei, formulează și interpretează în condiții generale criteriul repartiției optime.

P. Dimo [9] propune reprezentarea vectorială a mașinii sincrone prin curenții săi de scurtcircuit în studiul unor cazuri care permit determinarea sugestivă și rapidă a repartiției puterilor reactive, ținînd seama de posibilitatea de încărcare limitată de stabilitate, curenți de excitație maximi, tensiuni etc.

Utilizînd metoda matricială de transformare a rețelelor, propusă de G. Kron [10], L. K. Kirchmayer [11] folosește modelul de curent alternativ la studiul pierderilor totale și „incrementale" ale unui sistem care satisface anumite condiții ipotetice de funcționare.

*) Într-o comunicare din iunie 1955.

W. G. Chandler și alții [12] caută condițiile repartiției puterilor active între centrale termo- și hidro-, după criteriul costului minim al energiei produse. Problema este pusă inițial sub aspectul mai general al calculului variațional, deși nu se caută curbe extremale, ci numai condiții locale, ca în metoda multiplicatorilor lui Lagrange.

J. B. Ward [13] deduce criterii de repartiție optimă a puterilor pe baza unor raționamente simple.

E. D. Early [14], și alții criticînd ipotezele corespunzătoare formulei pierderilor propusă de E. E. George [15], adaugă termeni suplimentari acesteia, recunoscîndu-i totodată inoperativitatea.

Pornind de la formula lui W. R. Brownlee [16], se obține o expresie ce permite determinarea pierderilor cu ajutorul analizatorului.

Ulterior, E. D. Early și alții [17] propun un calculator simplu, în curent continuu, pentru determinarea comodă a derivatei pierderilor din rețea în raport cu puterea produsă de fiecare centrală, dacă se cunosc în prealabil coeficienții ecuației pierderilor.

P. Henriet [18], utilizînd metoda scrierii și transformării matriciale a lui G. Kron într-o expunere detaliată, obține pentru pierderile într-o rețea, în anumite ipoteze simplificatoare, formula mai completă a lui E. D. Early [14].

M. Magnien [19] construiește, pentru determinarea comodă a pierderilor în rețea, un model în curent continuu echipat cu termocuple, care să dea tensiuni proporționale cu pătratul curentului.

Folosind ca metodă de calcul aproximațiile succesive și utilizînd modelul construit pentru introducerea influenței pierderilor, găsește soluțiile repartiției optime corespunzătoare egalității prețului „marginal" (al energiei) pentru toate centralele.

ANEXA II

Consumul de combustibil sau prețul de cost al energiei furnizate în unitatea de timp este o funcție de puterile active P_i generate de fiecare centrală, sau de contribuțiile de puteri active și reactive P_{ci} și Q_{ci} ale fiecărei centrale la acoperirea sarcinilor active și reactive P_e și Q_e ale punctului de echilibru

$$T(P_1 \dots P_i \dots P_n) = T_1(P_1) + \dots + T_i(P_i) + \dots + T_n(P_n) =$$
$$= T_1(P_{c1}\, Q_{c1}) + \dots + T_i(P_{ci}, Q_{ci}) + \dots + T_n(P_{cn}, Q_{cn}).$$

Ecuațiile de conservare a puterilor la nodul central, ales ca punct de echilibru, se scriu sub forma simplă

$$\sum_1^n P_{ci} - P_e = 0,$$

$$\sum_1^n Q_{ci} - Q_e = 0.$$

Anularea derivatelor parțiale ale funcției auxiliare

$$F = T - \lambda_1 \left(\sum_1^n P_{ci} - P_e \right) - \lambda_2 \left(\sum_1^n Q_{ci} - Q_e \right)$$

în raport cu variabilele considerate P_{ci} și Q_{ci} pentru $i = 1, 2, \ldots, n$ (multiplicatorii λ_1 și λ_2 fiind parametri) conduce la sistemul

$$\begin{aligned}
&\frac{\partial T_1}{\partial P_{c1}} - \lambda_1 = 0, && \frac{\partial T_1}{\partial Q_{c1}} - \lambda_2 = 0, \\
&\cdots\cdots\cdots && \cdots\cdots\cdots \\
&\frac{\partial T_i}{\partial P_{ci}} - \lambda_1 = 0, && \frac{\partial T_i}{\partial Q_{ci}} - \lambda_2 = 0, \\
&\cdots\cdots\cdots && \cdots\cdots\cdots \\
&\frac{\partial T_n}{\partial P_{cn}} - \lambda_1 = 0, && \frac{\partial T_n}{\partial Q_{cn}} - \lambda_2 = 0.
\end{aligned}$$

Eliminînd parametrii λ_1 condițiile repartiției extremale a puterilor active se scriu sub forma

$$\frac{\partial T_1}{\partial P_{c1}} = \cdots = \frac{\partial T_i}{\partial P_{ci}} = \cdots = \frac{\partial T_n}{\partial P_{cn}}.$$

Eliminînd prametrii λ_2 condițiile repartiției extremale a puterilor reactive se scriu sub forma

$$\frac{\partial T_1}{\partial Q_{c1}} = \cdots = \frac{\partial T_i}{\partial Q_{ci}} = \cdots = \frac{\partial T_n}{\partial Q_{cn}}.$$

Deoarece pentru cazurile obișnuite consumul de combustibil în unitatea de timp și pierderile în rețele, ca funcții de puterile transmise, au derivata a doua pozitivă, condițiile repartiției extremale vor determina un minim.

ANEXA III

Să considerăm ca în figura 6 caracteristica puterii consumate T_i funcție de puterea produsă P_i a unei centrale oarecare.

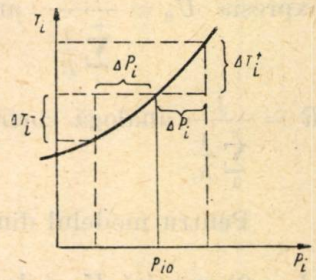


Fig. 6

Dacă vom alege trei puncte de pe curbă astfel încît diferența absciselor consecutive să fie aceeași (ΔP_i), măsurînd diferența ordonatelor consecutive la dreapta (ΔT_i^+) și la stînga (ΔT_i^-) punctului mijlociu, se vor putea determina ușor coeficienții funcției parabolice $T_i = A_i + B_i P_i + C_i P_i^2$.

Verificînd ecuația pentru punctele alese ale curbei, rezultă trei ecuații, din care se deduc ușor expresiile

$$C_i = \frac{\Delta T_i^+ - \Delta T_i^-}{2\,\Delta P^2}, \qquad B_i = \frac{\Delta T_i^+ + \Delta T_i^-}{2\Delta P} - 2C_i P_{i0}.$$

pentru coeficienții care ne interesează.

Deoarece condițiile repartiției optime neținînd seama de pierderile în rețea sînt reprezentate de relațiile $\frac{\partial T_i}{\partial P_i} = \varepsilon_i = \text{const.}$ $(i = 1, 2, , \ldots, n)$ pentru cazul nostru, rezultă cele $n - 1$ ecuații necesare

$$B_1 + 2\ C_1 P_1 = \cdots = B_i + 2\ C_i P_i = \cdots = B_n + 2\ C_n\ P_n.$$

Puterea totală repartizabilă fiind $P = \sum_1^n P_i$ și ținînd seama de ecuațiile anterioare, obținem

$$P_i\, C_i + \frac{B_i}{2} = \frac{P}{\sum_1^n \frac{1}{C_k}} + \frac{1}{\sum_1^n \frac{1}{C_k}} \sum_1^n \frac{B_k}{2C_k}.$$

ANEXA IV

Ecuațiile liniare deduse în anexa III corespund, în afara coeficientului de proporționalitate 2, relațiilor analoge $E_1 + R_1 I_1 = \cdots = E_i + R_i I_i = \cdots = E_n + R_n I_n$.

Generatorul echivalent care să debiteze $I = \sum_1^n I_i$ va avea forța electromotoare U_0 (tensiunea de funcționare în gol) care se determină din expresia $U_0 = \frac{\sum_1^n \frac{E_i}{R_i}}{\sum_1^n \frac{1}{R_i}}$ analogă coeficientului B și rezistența internă $R = \frac{1}{\sum_1^n \frac{1}{R_i}}$ analogă coeficientului C.

Pentru modelul din figura 1 *b*, luînd $\frac{B_i}{2C_i} \rightarrow i_i$ la funcționarea în gol $(I = 0)$, rezultă U_0 și deci B. Împărțind U_0 la $\sum_1^n i_i$ rezultă R și deci C.

ANEXA V

Corespunzător condițiilor de repartiție optimă mai simple (2), variabilele independente vor fi puterile reactive Q_{10}, Q_{20}, Q_{30} care trebuie să satisfacă ecuația

$$\sum_1^3 Q_{i0} \equiv Q_{10} + Q_{20} + Q_{30} = Q_0.$$

Cu ajutorul acestora, pierderile de putere activă se vor exprima aproximativ ca sume de forma expresiei

$$p = \sum_{i=1}^{n} \sum_{k=a}^{0} r_{ik} \frac{P_{ik}^2 + Q_{ik}^2}{U_{ik}^2}.$$

S-a notat prin P_{ik} și Q_{ik} puterile totale trifazate care (ieșind din tronsonul de rezistență r_{ik} al liniei) intră în nodul k al ramurii i. Dacă U_{ik} este tensiunea dintre faze în nodul k, p vor fi pierderile totale de putere pe linii.

Dacă se neglijează variațiile puterilor active P_{ik} și ale tensiunilor U_{ik} datorite variațiilor puterilor reactive Q_{ik} și se admit generatori (sau receptori), de-a lungul liniei, de puteri Q_{ki} și P_{ki} constante (nerepartizabile), condiția repartiției optime va avea forma

$$\frac{\partial P}{\partial Q_{i0}} = \sum_{i=1}^{n} \sum_{k=a}^{0} r_{ik} \cdot 2 \cdot \frac{Q_{ik}}{U_{ik}^2} \frac{\partial Q_{ik}}{\partial Q_{i0}} = \text{const.}$$

Dacă se neglijează, de asemenea, influența variației pierderilor de putere ale unui tronson datorită variației pierderilor pe alte transoane, adică se presupune $\frac{\partial Q_{ik}}{\partial Q_{i0}} = 1$ pentru orice k, condițiile anterioare pentru exemplul ales devin

$$r_{10} \frac{Q_{10}}{U_0^2} + r_{1b} \frac{Q_{1b}}{U_{b_1}^2} + r_{1a} \frac{Q_{1a}}{U_{a_1}^2} = r_{20} \frac{Q_{20}}{U_0^2} + r_{2a} \frac{Q_{2a}}{U_{a_2}^2} = r_{30} \frac{Q_{30}}{U_0^2}.$$

Aceste ecuații exprimă egalitatea căderilor de tensiune relativă datorite puterilor reactive în rezistențe față de punctul de echilibru.

Conform metodei de calcul a circulației de puteri cu ajutorul coeficienților de repartiție (sau „de linie"), dacă admitem variația liniară a puterilor din tronsoane în funcție de puterile generatorilor și ale receptorilor (se neglijează deci în primă aproximație pierderile de putere pe linie, sau mai corect evaluîndu-se aproximativ se introduc în cele ale consumatorilor din noduri) atunci

$$Q_{1b} = Q_{10} + Q_{b1},$$
$$Q_{1a} = Q_{10} + Q_{b1} + Q_{a1},$$
$$Q_{2a} = Q_{20} + Q_{a2}.$$

Cu acestea, ecuațiile anterioare, după amplificare cu U_0^2, iau forma

$$Q_{10}\left[\left(r_{10} + r_{1b}\left(\frac{U_0}{U_{b1}}\right)^2 + r_{1a}\left(\frac{U_0}{U_{a1}}\right)^2\right] + Q_{b1}\left[r_{1b}\left(\frac{U_0}{U_{b1}}\right)^2 + r_{1a}\left(\frac{U_0}{U_{a1}}\right)^2\right] +$$

$$+ Q_{a1} r_{1a}\left(\frac{U_0}{U_{a2}}\right)^2 = Q_{20}\left[r_{20} + r_{2a}\left(\frac{U_0}{U_{a2}}\right)^2\right] = Q_{30} r_{30}$$

Aici termenii constanți reprezintă momentele puterilor reactive ale generatorilor (pozitive) sau consumatorilor (negative) de-a lungul liniilor în raport cu barele generatorilor de puteri repartizabile.

Notînd cu m_i aceste momente și cu r_{0i} rezistența totală raportată a unei linii de la punctul de echilibru spre fiecare generator, obținem

$$Q_{10} r_{01} + m_1 = Q_{20} r_{02} + m_2 = Q_{30} r_{03} + m_3.$$

Aceste ecuații liniare contribuie la definirea în mod analog a unui generator echivalent de putere $Q = Q_0$, rezistență echivalentă $r_0 = \frac{1}{\sum \frac{1}{r_{0i}}}$ și moment echivalent

$$m_0 = \frac{1}{\sum \frac{1}{r_{0i}}} \sum \frac{m_i}{r_{0i}} = r_0 \sum Q_{k0}.$$

S-a notat cu $\sum Q_{k0} = \sum \frac{m_i}{r_{0i}}$ puterea reactivă totală rezultată din „aruncarea" la nodul central O, după regula momentelor, a tuturor puterilor reactive date ale generatorilor și consumatorilor așezați de-a lungul liniilor de alimentare.

ANEXA VI

Pentru schema din figura 5, căderile de tensiune longitudinală se scriu sub forma relațiilor

$$U_1 - U_0 = \frac{P_{1a} R_{1a} + Q_{1a} X_{1a}}{U_{a1}} + \frac{P_{1b} R_{1b} + Q_{1b} X_{1b}}{U_{b1}} + \frac{P_{10} R_{10} + Q_{10} X_{10}}{U_0},$$

$$U_2 - U_0 = \frac{P_{2a} R_{2a} + Q_{2a} X_{2a}}{U_{a2}} + \frac{P_{20} R_{20} + Q_{20} X_{20}}{U_0},$$

$$U_3 - U_0 = \frac{P_{30} R_{30} + Q_{30} X_{30}}{U_0}.$$

Pentru tensiuni constante U_i la bornele generatorilor, în primă aproximație, variație de tensiune ΔU a nodului O în care se modifică puterea reactivă Q_0 cu valoarea ΔQ va fi aceeași de-a lungul tuturor ramurilor. La puteri independente de tensiuni, vom avea

$$-\Delta U = \left(\frac{X_{1a}}{U_{a1}} + \frac{X_{1b}}{U_{b1}} + \frac{X_{10}}{U_0}\right) \Delta Q_{10},$$

$$-\Delta U = \left(\frac{X_{2a}}{U_{a2}} + \frac{X_{20}}{U_0}\right) \Delta Q_{20},$$

$$-\Delta U = \frac{X_{30}}{U_0} \Delta Q_{30}.$$

Deoarece $\Delta Q = \Delta Q_1 + \Delta Q_2 + \Delta Q_3$, se obține

$$-\Delta U = \frac{\Delta Q}{\frac{1}{\frac{X_{1a}}{U_{a1}} + \frac{X_{1b}}{U_{b1}} + \frac{X_{10}}{U_0}} + \frac{1}{\frac{X_{2a}}{U_{a2}} + \frac{X_{20}}{U_0}} + \frac{1}{\frac{X_{30}}{U_0}}} \simeq \frac{\Delta Q}{U\left(\frac{1}{X_{1a}+x_{1b}+X_{10}} + \frac{1}{X_{2a}+X_{20}} + \frac{1}{X_{30}}\right)} =$$

$$= \frac{\Delta Q}{\frac{U}{X}} = \frac{\Delta Q}{I_{sc}}.$$

S-a notat prin U tensiunea medie a rețelei (cea nominală eventual) prin x reactanța echivalentă privită din nodul respectiv, iar prin I_{sc} curentul de scurtcircuit corespunzător.

ОПТИМАЛЬНОЕ РАСПРЕДЕЛЕНИЕ АКТИВНЫХ И РЕАКТИВНЫХ МОЩНОСТЕЙ МЕЖДУ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМИ СТАНЦИЯМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе определяются прежде всего условия экономического распределения нагрузок между электрическими станциями, соединенными между собой радиально, причем переменными считаются мощности, вносимые каждой станцией в нагрузку центральной «точки равновесия». Если выразить часовое потребление топлива в виде параболической функции выработанных мощностей, то для условия экономного распределения получатся линейные соотношения, дающие возможность использовать метод прямого расчета, метод эквивалентной электрической станции, а также использовать расчетную сеть в постоянном токе.

Аналогичным образом исследуется распределение реактивных и активных мощностей с учетом влияния утечек мощности в древовидно разветвленных сетях.

RÉPARTITION OPTIMUM DES PUISSANCES ACTIVES ET RÉACTIVES ENTRE LES CENTRALES ÉLECTRIQUES

(RÉSUMÉ)

On détermine tout d'abord les conditions de la répartition économique des charges entre les centrales électriques à interconnexion radiale, en prenant pour variables les apports de puissance des centrales à la charge „du point d'équilibre" central. En exprimant la consommation horaire de combustible comme fonction parabolique des puissances émises, il

résulte pour la condition de répartition économique des relations linéaires, qui rendent possible l'utilisation d'une méthode de calcul direct, la méthode de la centrale équivalente, ainsi que l'utilisation d'un réseau de calcul en courant continu.

De manière analogue, on étudie la répartition des puissances réactives et actives, en tenant compte des pertes de puissance dans les réseaux arborescents.

BIBLIOGRAFIE

1. V. M. Gorenstein, *Repartiția optimă a sarcinilor pe centralele electrice interconectate* (traducere E.E.S.), București, 1953.
2. I. M. Markovici, *Sistemele energetice și regimurile lor de funcționare* (traducere EES), București, 1955.
3. A. Avramescu, *Repartizarea optimă a sarcinilor pe unități energetice interconectate.* Energetica, 1953, nr. 12, p. 14.
4. V. N. Serebrenikov, *Determinarea indicilor pentru alegerea de către dispecer a ordinei de încărcare a turboagregatelor.* Centrale electrice (traducere EES), 1954, nr. 12, p. 7.
5. V. M. Gorenstein, *Despre stabilirea criteriilor pentru alegerea de către dispecer a succesiunii de încărcare a turboagregatelor.* Centrale electrice (traducere OPED), 1955, nr. 12, p. 114.
6. A. S. Galaktionov, *Determinarea repartizării economice a sarcinilor reactive cu ajutorul metodei centrale electrice echivalente.* Centrale electrice (traducere OPED), 1955, nr. 9, p. 45.
7. L. M. Vainstein, *Despre transportul economic al puterii reactive de la centralele electrice îndepărtate.* Centrale electrice (traducere OPED), 1956, nr. 1.
8. A. Bensimon, *Repartiția sarcinilor între centralele unui sistem energetic corespunzătoare pierderilor minime în rețele.* Energetica, nr. 4, 1956, p. 185.
9. P. Dimo, *Reprezentarea mașinii sincrone prin curenții săi de scurtcircuit.* Energetica, 1956, nr. 10, p. 171.
10. G. Kron, *Tensorial Analysis of Integrated Transmission Systems.* Transaction AIEE, 1951, vol. 70, p. 1239.
11. L. K. Kirchmayer, *Analysis of Total and Incremental Losses in Transmission Systems.* Transaction AIEE, 1951, vol. 70, p. 1197.
12. W. G. Chandler, *Sort-Range Economic Operation of a Combined Thermal and Hydroelectric Power System.* Transaction AIEE, 1953, vol. 72, p. 1057.
13. J. B. Ward, *Economy Loading Simplified.* Transactions AIEE, 1953, vol. 72, p. 1306.
14. E. D. Early, *A General Transmission Loss Equation.* Transactions AIEE, 1955, vol. 74, p. 510.
15. E. E. George, *Intrasystem Transmission Losees.* Transactions AIEE, 1943, vol. 62, p. 626.
16. W. R. Brownlee, *Co-ordination of Incremental Fuel Costs and Incremental Transmissions. Losses by Functions of Voltage Phase Angles.* Transactions AIEE, 1954, vol. 73, p. 529.
17. E. D. Early, *An Incremental Cost of Power-Delivered Computer.* Transactions AIEE 1955, vol. 74, p. 529.
18. P. Henriet, *Détermination des pertes dans un réseau de transport.* Bulletin de la Société Française des Electriciens, septembrie, 1956, p. 617.
19. M. Magnien, *Détermination des pertes dans les réseaux de transport d'énergie à l'aide d'un calculateur à impedances equipé de couples thermoélectriques.* Bulletin de la Société Française des Electriciens, septembrie, 1956, p. 630.

COMPENSATORUL DE REZISTENȚĂ

CONSIDERAȚII TEORETICE ȘI CRITERII DE PROIECTARE

DE

C. V. BĂLĂ

Cunoașterea comportării în serviciu a sistemelor energetice, determinarea limitelor în care funcționarea stabilă este posibilă, se poate face mai ușor — în laborator — pe modele echivalente sistemului energetic respectiv.

În ultimii ani, în Institutul de energetică s-a studiat, și în parte s-a construit, o unitate din sistemul energetic model, cu ajutorul căreia se poate modeliza gama de alternare și caracteristicile sistemului energetic din țara noastră. Ca o problemă derivată din modelizarea cît mai fidelă a parametrilor sistemului energetic urmărit, apare acest studiu al compensatorului de rezistență. Din condiția ca rezistențele, reactanțele (măsurate în unități relative) și constantele de timp ale generatorului model să fie identice cu parametrii mașinilor reale, fără a complica exagerat construcția și fără a mări dimensiunile modelului, rezultă că trebuie acționat din exterior pentru micșorarea aparentă a rezistenței înfășurării de excitație; în acest mod se poate „modela" economic rezistența înfășurării de excitație și prin aceasta se obțin și constantele de timp T_{d0} și T'_d (ale înfășurării de excitație în gol și în regim tranzitoriu) ale modelului, egale cu constantele de timp corespunzătoare ale generatorului real.

După o analiză succintă a diferitelor sisteme electrice compensatoare de rezistență, expunem criteriile principale pe care le-am stabilit pentru determinarea dimensiunilor compensatorului de rezistență cu înfășurare de vibrare. Trebuie remarcat că folosind înfășurări de vibrare, se pot construi mașini amplificatoare ca rototrol, regulex etc. cu miez feromagnetic din tablă silicioasă normală.

A. INTRODUCERE

1. Principiul de funcționare al compensatorului de rezistență

Să considerăm un generator sincron (fig. 1), a cărui înfășurare de excitație are rezistența R_f și inductanța L_f (în ipoteza că celelalte înfășurări ale mașinii sînt deschise); constanța de timp a înfășurării de excitație, considerînd că inductanța L_f rămîne constantă, este

$$T_{d0} = \frac{L_f}{R_f}.$$

Dacă în serie cu circuitul de excitație se introduce un compensator a cărui tensiune $U_a = Ri_f$ este direct proporțională cu intensitatea curentului prin înfășurarea de excitație, atunci ecuația tensiunilor este

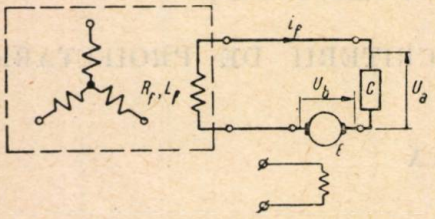


Fig. 1. — Schema de conexiuni a circuitului de excitație prevăzut cu compensator de rezistență.

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} L_f i_f + R_f i_f = U_b + U_a$$

sau

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t} L_f i_f + (R_f - R) i_f = U_b.$$

Rezistența înfășurării de excitație este aparent micșorată de la R_f la $R_f' = R_f - R$, iar constanta de timp a înfășurării de excitație se mărește

$$T_{dcc} = \frac{L_f}{R_f - R}.$$

În același raport crește și constanta de timp T_d'.

Compensatorul de rezistență este un generator serie de curent continuu; pentru a fi cît mai eficace, rezistențele înfășurărilor compensatorului de rezistență trebuie să fie cît mai mici și să nu varieze în timp.

Prin conectarea înfășurării de excitație a compensatorului de rezistență în serie cu înfășurarea indusului, se obține o constantă de timp foarte mică în regim tranzitoriu pentru tensiunea indusă în compensator; la celelalte tipuri de mașini de curent continuu acest lucru nu este practic posibil.

În regim staționar, cînd compensatorul de rezistență este o mașină serie de curent continuu, ecuația tensiunilor pentru circuitul de excitație este

$$U_e = \Delta U_p + R_f i_f + r_e i_f + r_c i_f + \Delta U_{pc} - U_a$$

sau

$$U_e - \Delta U_{pr} = \left(R_f + r_e + r_c - \frac{U_a}{i_f}\right) i_f, \qquad (1)$$

unde

U_e = tensiunea electromotoare indusă în excitatoarea E,

$\Delta U_{pr} = \Delta U_p + \Delta U_{pc}$ = suma căderilor de tensiune la periile excitatoarei și compensatorului de rezistență,

R_f = rezistența înfășurării de excitație a generatorului sincron,

r_e = rezistența înfășurării indusului excitatoarei ;

r_c = suma rezistențelor înfășurărilor compensatorului de rezistență (a înfășurării indusului, a înfășurării de excitație, a înfășurării de compensare și a înfășurării polilor auxiliari).

Generatorul serie de curent continuu C, în funcționarea sa de compensator de rezistență, este excitat forțat de excitatoarea E. Cînd excitatoarea E este dezexcitată, fiindcă dreapta D_x, a cărei ecuație este

$$U = (R_f + r_e + r_c)\, i_f$$

interesectează caracteristica de funcționare $U_a = f(i_f)$ numai în punctul B, compensatorul de rezistență nu se poate autoexcita (fig. 2).

Dacă U_e este diferit de zero (fig. 2), punctul de funcționare A este determinat de intersecția dreptei D_x cu caracteristica în gol.

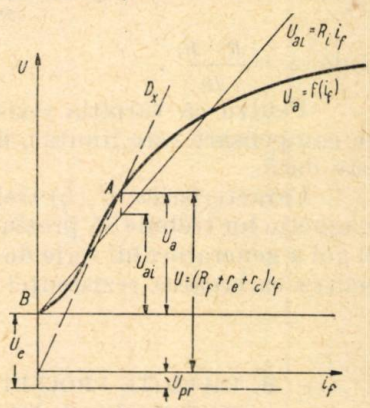


Fig. 2. — Determinarea regimului de funcționare al compensatorului de rezistență din caracteristica în gol (reacția indusului fiind neglijabilă).

Pentru ca circuitul de excitație al generatorului sincron model să fie asemănător cu circuitul de excitație al generatorului real, este necesar ca termenul ΔU_{pc} să fie cît mai mic ; aceasta se poate rezolva parțial prin alegerea periilor din materiale de rezistivitate mică, în limita în care permite comutația.

Rezistența aparentă $R_{f'} = R_f + r_e - \frac{U_a}{i_f}$ trebuie, să rămînă constantă în timpul funcționării, din motive pe care le vom analiza ulterior ; termenul $\frac{U_a}{i_f}$ la mașina serie de curent continuu de construcție obișnuită variază foarte mult.

2. Eroarea de rezistență

Să definim eroarea de rezistență a circuitului de excitație, produsă de variația rezistenței negative $-R = -\frac{U_a}{i_f}$ și s-o exprimăm apoi în funcție de raprtul de compensare și de eroarea rezistenței negative.

Eroarea de rezistență este definită de raportul

$$\varepsilon' = \frac{R_{f'i} - R_{f'}}{R_{f'i}},$$

unde R_{fi} = rezistența aparentă ideală a circuitului de excitație (considerînd că termenii R_f și r_c sînt constanți, iar $U_{ai} = R_i\, i_f$).

Să definim raportul aparent de compensare

$$\gamma = \frac{R_f + r_c}{R_{fi}}, \qquad (1 \leqslant \gamma \leqslant 4{,}5).$$

Eroarea ε' se poate exprima în funcție de γ, $R = \frac{U_a}{i_f}$ și $R_i = \frac{U_{ai}}{i_f}$,

$$\varepsilon' = \frac{R - R_i}{R_i}(\gamma - 1) = \varepsilon(\gamma - 1),$$

unde $\varepsilon = \frac{R - R_i}{R_i}$.

Pentru ca variația rezistenței să fie cît mai mică, raportul aparent de compensare este limitat, dacă caracteristica de funcționare $U_a = f(i_f)$ este dată.

Caracteristica $U_a(i_f)$ trebuie să fie univoc determinată; miezul feromagnetic nu trebuie să prezinte histerezis, iar caracteristica de funcționare în gol a generatorului serie de curent continuu trebuie să fie cît mai liniară, pentru ca eroarea rezistenței să fie cît mai mică.

B, DIFERITE PROCEDEE DE „LINIARÎZARE" A CICLULUI DE HISTEREZIS ÎN MAȘINA SERIE DE CURENT CONTINUU

Din cauză că materialele feromagnetice care prezintă un ciclu de histerezis foarte strîmt (practic nu au histerezis) sînt scumpe și nu se produc în țara noastră, este necesar să se adopte un procedeu prin care să se obțină o corectare a dependenței tensiunii induse în compensator de istoricul stărilor de magnetizare anterioare; în acest scop compensatoarele de rezistență se prevăd cu dispozitive corectoare.

1. Compensatorul de rezistență prevăzut cu corector după tensiune și curent (fig. 3 *a*) [2]

Generatorul serie de curent continuu este prevăzut cu două înfășurări suplimentare de excitație A_1 și A_2, conectate la un amplificator magnetic AM. Amplificatorul magnetic AM are două înfășurări de comandă, dintre care una a_1 este conectată în serie cu circuitul de sarcină al compensatorului, iar a dau a_2 este conectată prin rezistența R_r la bornele compensatorului de rezistență (fig. 3*a*).

La curentul de excitație i_f ar urma ca tensiunea indusă în compensatorul de rezistență să fie U_0 dacă miezul feromagnetic ar fi fără histerezis; în acest caz $\theta_{e1} - \theta_{e2} = 0$.

Să presupunem spre exemplu că tensiunea indusă este U_2 (fig. 3 *b*). În acest caz, $\theta_{e1} - \theta_{e2} = \theta_{es} = wi_{fs}$ este o funcție de solenația de comandă a

amplificatorului magnetic

$$i_{fs} = k\left(i_f\, w_1 - \frac{U'_{bc}}{R_r} w_2\right) = k\,(\Delta\theta),$$

unde i_{fs} — este curentul de excitație suplimentar redus la excitația serie.

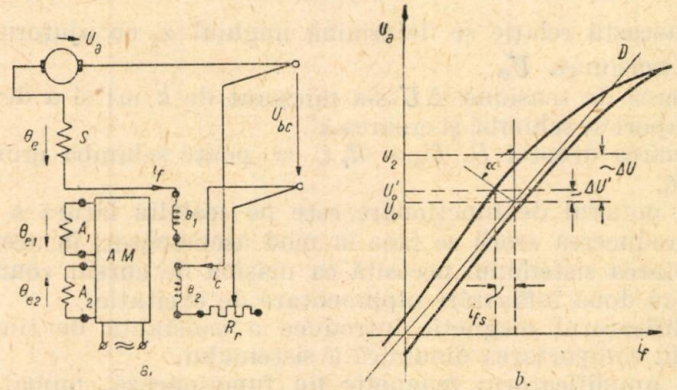


Fig. 3. — Corectorul ciclului de histerezis după tensiune și curent : *a*) schema de conexiuni a corectorului ciclului de histerezis ; *b*) tensiunea indusă în compensatorul de rezistență, în funcție de curentul de excitație i_f.

Tensiunea indusă în compensatorul de rezistență va fi

$$U = f\,(i_f + i_{fs})$$

sau

$$U = f\left[i_f + k\left(i_f\, w_1 - \frac{U'_{bc}}{R_r} w_2\right)\right].$$

Caracteristica de transfer a amplificatorului magnetic folosit este dată în figura 4.

Din caracteristica de transfer la $\Delta i = i_f w_1 - \frac{U'_{bc}}{R_r} w_2$ corespunde un anumit curent echivalent prin circuitul de excitație al compensatorului de rezistență ; deci k este factorul de amplificare al abaterii de curent $\Delta\theta = i_f w_1 - \frac{U'_{bc}}{R_r} w_2$.

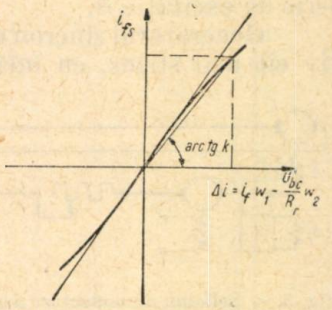


Fig. 4. — Caracteristica de transfer a amplificatorului magnetic folosit pentru corectarea ciclului de histerezis la compensatorul de rezistență.

Abaterea tensiunii de la U_0 este

$$\Delta U' = U_0 - U'_0 = i_{fs}\,\mathrm{ctg}\,\alpha$$

sau

$$\mathrm{tg}\,\alpha = \frac{i_{fs}}{U_0 - U'_0} = \frac{k\left[i_f w_1 - \frac{U'_{bc}}{R_r} w_2\right]}{U_0 - U'_0}.$$

Dacă panta dreptei D din figura 3 b, față de care s-a considerat tensiunea U_0, este R și dacă se aproximează $U'_{bc} \approx U'_0$, atunci

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{k}{R_x}.$$

Din această relație se determină unghiul α, cu ajutorul căruia se determină tensiunea U'_0.

Abaterea de tensiune ΔU s-a micșorat de k ori și a devenit $\Delta U'$; în același raport se schimbă și eroarea ε'.

Înclinarea dreptei D, $U_{bc} = R_r i_c$ se poate schimba prin rezistența variabilă R_r.

Dacă punctul de funcționare este pe cealaltă latură a ciclului de histerezis, reducerea erorii se face în mod asemănător, în același raport.

Adaptarea sistemului necesită ca mașina de curent continuu să fie prevăzută cu două înfășurări suplimentare de excitație.

Amplificatorul magnetic introduce o constantă de timp, care se manifestă în comportarea dinamică a sistemului.

Dacă amplificatorul magnetic nu funcționează, numai pe partea liniară a caracteristicii de transfer, reducerea abaterii nu se face în același raport : la abateri mari, eficacitatea compensatorului scade.

2. Compensatorul total de rezistență prevăzut cu corector după tensiune (fig. 5) [1]

Generatorul serie de curent continuu C este prevăzut cu două înfășurări suplimentare A_1 și S' pe polii principali :

— înfășurarea A_1 este conectată la amplificatorul A, a cărui tensiune de comandă este tensiunea diferență

$$\Delta U_b = U_{bc} - i_f R_f$$

— înfășurarea S' este cuplată inductiv cu înfășurarea principală serie de excitație S.

Generatorul sincron este prevăzut încă cu o înfășurare cuplată inductiv cît mai strîns, cu înfășurarea de excitație. Aceste înfășurări cuplate inductiv cu înfășurările de excitație ale compensatorului de rezistență și ale generatorului sincron permit ca ΔU_b, să aibă aceeași expresie și în regim tranzitoriu ca și în regim permanent.

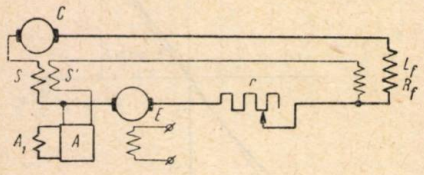


Fig. 5. — Schema de conectare a corectorului ciclului de histerezis după tensiune.

Amplificatorul A alimentează înfășurarea de excitație suplimentară A_1 cînd circuitul de comandă propriu are la borne tensiunea de eroare ΔU_b, aleasă suficient de mică.

Compensarea rezistenței R_f a înfășurării de excitație este totală, rezistența aparentă a circuitului de excitație fiind r.

Dezavantajul acestui sistem constă în compensarea dificilă, existența unei constante de timp destul de mare în anumite regimuri dificile și realizarea înfășurărilor suplimentare pentru corecția tensiunilor induse în înfășurările S și de excitație; prezența unui amplificator mărește costul instalației.

3. Compensatorul de rezistență prevăzut cu înfășurare de vibrare (sau de premagnetizare) (fig. 6) [3], [4]

În mașina de curent continuu în regim staționar de funcționare, în miezul feromagnetic al statorului cîmpul magnetic este constant; prin rotor, cîmpul magnetic variază după o funcție periodică sincronă cu mișcarea rotorului.

Pentru ca tensiunea indusă în compensatorul de rezistență să fie independentă de istoricul stărilor de magnetizare, trebuie ca și statorul să fie supus tuturor stărilor de magnetizare — cuprinse între limitele maxime de funcționare — cu o frecvență care să asigure o constantă de timp a proceselor tranzitorii în mașină mult mai mică de cît constanta de timp a regimului tranzitoriu al circuitului exterior.

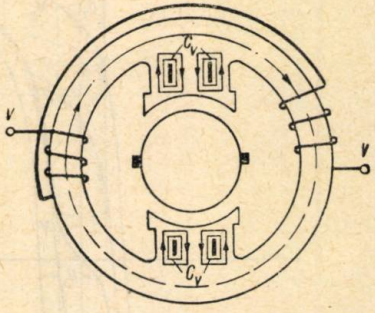


Fig. 6. — Mașina de curent continuu prevăzută cu înfășurări de vibrare.

În acest scop se prevăd în jugul statorului și în polii principali înfășurări prin care trec curenții alternativi, care produc în stator un cîmp magnetic alternativ. Înfășurările de curent alternativ prevăzute în stator în scopul menționat sînd denumite înfășurări de vibrare (sau de premagnetizare); particularitatea lor este de a fi dispuse în mașină în așa fel încît să nu fie cuplate magnetic cu niciuna din celelalte înfășurări ale mașinii de curent continuu. Dispunerea acestor înfășurări se face ca în figura 6, în care $V - V$ este înfășurarea de vibrare a jugurilor iar C_v sînt crestăturile în care se plasează înfășurarea de vibrare a polilor principali.

Peste cîmpul magnetic constant din stator se suprapune cîmpul magnetic alternativ produs de curenții care trec prin înfășurările de vibrare.

În cele ce urmează se interpretează fizic, funcționarea mașinii de curent continuu prevăzută cu înfășurări de vibrare și se stabilesc criteriile după care se dimensionează aceste înfășurări.

Să considerăm ciclul de histerezis într-o regiune din statorul mașinii de curent continuu și să presupunem că înfășurarea de vibrare este alimentată dela o sursă sub curent constant, astfel încît solenația alternativă maximă să fie egală cu tensiunea magnetică maximă a ciclului considerat determinat în curent alternativ.

Fie H_0 intensitatea cîmpului magnetic corespunzător solenației constante și fie ciclul 1, ciclul maxim de histerezis în suprafață căruia sînt

cuprinse toate stările de magnetizare posibile ale regiunii feromagnetice, considerîndu-se şi solenaţia de vibrare.

La H_0, în absenţa solenaţiei de vibrare, corespunde cîmpul magnetic B_1, B_2, B_3, sau oricare alt cîmp magnetic B, care satiface condiţia

$$-B_3' \leqslant B \leqslant B_3$$

în funcţie de stările magnetice anterioare (fig. 7 *a*).

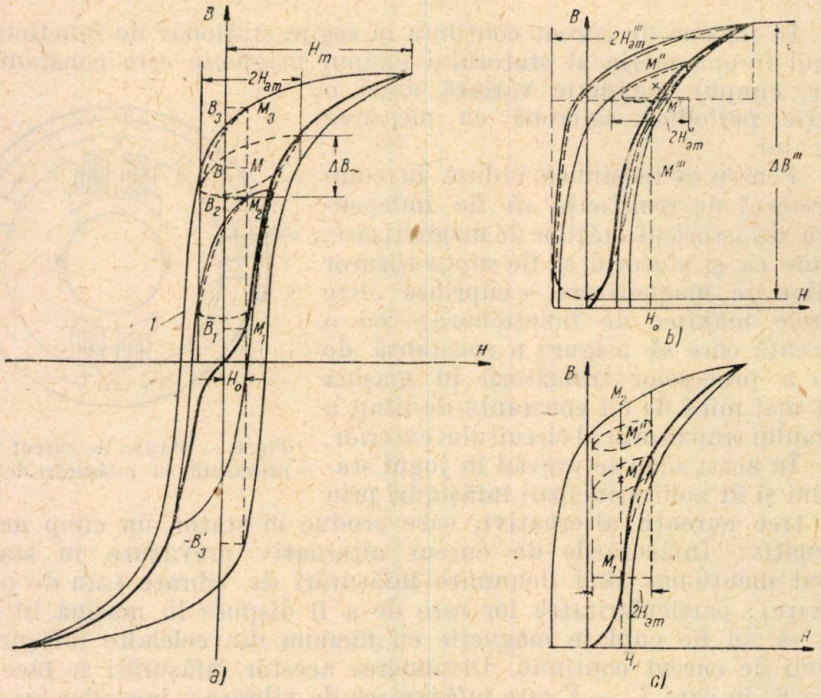


Fig. 7. — Influenţa solenaţiei de vibrare asupra cîmpului magnetic constant, care se stabileşte într-o regiune a maşinii de curent continuu.
a) $H_{am} \approx H_c$: *b)* $H_{am} \gg H_c$: *c)* $H_{am} \ll H_c$.

Dacă în punctul M_1 (H_0, B_1) se introduce şi solenaţia de vibrare, astfel încît intensitatea cîmpului magnetic alternativ este H_{am}, punctul de funcţionare se schimbă în ciclul incremental, care are ca centru punctul M (H_0, B).

Dacă solenaţia de vibrare se stabileşte cînd punctul de funcţionare este în M_3 (H_0, B_3), punctul de funcţionare se schimbă în acelaşi ciclu incremental din jurul punctului M (H_0, B) din figura 7 *a*.

Ciclul maxim de histerezis *1* este determinat de solenaţia corespunzătoare intensităţii cîmpului magnetic $H_0 + H_{am} = H_m$ iar eficacitatea

înfășurării de vibrare este aceeași pentru toate punctele corespunzătoare intensităților cîmpului magnetic constant, care satisfac condiția

$$-(H_m - H_{am}) \leqslant H_0 \leqslant H_m - H_{am}. \tag{3}$$

Înfășurarea de vibrare se dimensionează pentru curentul corespunzător intensității cîmpului magnetic H_{am} (de remarcat că la inducții mici $H_{am} \approx H_c$).

Este evident că solenația de vibrare are același efect dacă este mai mare decît solenația corespunzătoare intensității cîmpului magnetic H_{am}. Dar în acest caz, caracteristica de magnetizare a miezului feromagnetic, este mai înclinată, iar permeabilitatea magnetică aparentă (măsurată în curent continuu) a materialului scade.

Din figura 7 *b* rezultă că punctul de funcționare M' (de exemplu), de pe caracteristica de magnetizare, în absența solenației de vibrare, se deplasează în M'', dacă solenația de vibrare este mică și în M''' dacă solenația de vibrare este mare.

Dacă solenația de vibrare produce un cîmp magnetic alternativ de intensitate H_{am} mai mică decît lățimea maximă a ciclului maxim de histerezis care cuprinde toate stările de magnetizare, din figura 7 *c* rezultă că miezul feromagnetic nu va avea aceeași stare de magnetizare pentru un cîmp magnetic H_0 dat.

Punctul M_1, prin acțiunea înfășurării de vibrare care produce cîmpul magnetic H_{am}, se va deplasa în M', iar punctul M_2 se va deplasa în M''; punctele M' și M'' nu coincid. Ciclul de histerezis se va micșora, dar nu se va reduce la o linie.

Condiția (3) pe care am stabilit-o anterior conduce la micșorarea maximă a ciclului de histerezis și la menținerea caracteristicii reale de magnetizare (ba chiar la o mărire a permeabilității magnetice aparente în prima parte a caracteristicii de magnetizare).

C. CRITERII PENTRU ALEGEREA DIMENSIUNILOR COMPENSATORULUI DE REZISTENȚĂ

S-a stabilit anterior că eroarea de rezistență depinde de caracteristica de funcționare în sarcină a sistemului de compensarea rezistenței.

Cu cît caracteristica de funcționare în gol se apropie de o dreaptă, cu atît este mai simplă schema compensatorului; compensarea abaterilor mici de rezistență necesită sisteme de corecție de dimensiuni reduse și prezintă o constantă de timp neglijabilă, în comparație cu constanta de timp a regimurilor tranzitorii care se urmăresc.

În acest scop ne-am propus să stabilim criteriile care ne conduc la erori minime de compensare și care sînt în corelație cu dimensiunile compensatorului. Datorită faptului că înfășurările de vibrare sînt ușor de realizat și studiul lor prezintă importanță și pentru corectarea ciclului de histerezis la alte mașini amplificatoare, compensatorul de rezistență pe care îl studiem va fi prevăzut cu acest tip de înfășurări.

Compensatorul de rezistență se dimensionează în principiu după metodica de proiectare folosită la proiectarea generatoarelor de curent continuu cu excitație serie.

1. Puterea interioară a compensatorului

Se determină în ipoteza că generatorul sincron, a cărui rezistență a înfășurării de excitație urmează să fie compensată, funcționează în sarcină inductivă, cu excitație maximă.

Puterea interioară a compensatorului este

$$P_i = U_a\, i_f \approx (R_f + v_c)\frac{\gamma - 1}{\gamma}\, i_f^2 \tag{4}$$

(în ipoteza că $R_{f'} \approx R_{f'i}$).

Puterea electrică dată de compensator este

$$P = P_i - r_c\, i_f^2 - \Delta U_{pc}\, i_f = \left[R_f \frac{\gamma - 1}{\gamma} - \frac{\gamma_c}{\gamma}\right] i_f^2 - \Delta U_{pc}\, i_f.$$

Puterea interioară maximă se determină din expresia precedentă a puterii interioare; intensitatea curentului prin înfășurarea de excitație a generatorului este intensitatea maximă care s-ar obține în regim de scurtcircuit trifazat.

2. Solicitările magnetice și electrice admisibile

Solicitările magnetice ale diferitelor regiuni din miezul feromagnetic se aleg în funcție de eroarea maximă de rezistență care se admite; solicitările electrice ale înfășurărilor compensatorului se aleg astfel încît variația rezistențelor cu temperatura să fie cît mai mică

a) *Alegerea inducției magnetice.* Tensiunea indusă în mașina de curent continuu este

$$U_a = \frac{p}{a}\, n\, N\, \alpha_i\, \tau_p\, l_i\, B_\delta$$

(notațiile fiind unanim folosite în proiectarea mașinilor electrice).

În ipoteza că mașina prezintă aceeași inducție magnetică în miezul feromagnetic, solenația θ de excitație pe pol este

$$H_\delta\, l_\delta + H_{fe}\, l_{fe} = i_f\, w_e,$$

unde l_δ = lărgimea intrefierului;

$H_\delta = \frac{B_\delta}{\mu_a}$ = intensitatea cîmpului magnetic în intrefier;

l_{fe} = lungimea liniei de cîmp în miezul feromagnetic al mașinii corespunzătoare unui pol;

H_{fe} = intensitatea cîmpului magnetic în fier.

Rezistența negativă introdusă de compensatorul de rezistență este

$$R = \frac{U_a}{i_f} = w \frac{p}{a} n N \alpha_i \tau_p \frac{l_i}{l_{fe}} \frac{B_\delta}{H_\delta \frac{l_\delta}{l_{fe}} + H_{fe}} = k \frac{1}{\frac{1}{\mu_a} \frac{l_\delta}{l_{fe}} + \frac{1}{\zeta} \cdot \frac{1}{\mu_{fe}}}$$

unde μ_a, μ_{fe} = permeabilitatea magnetică a aerului, respectiv a miezului feromagnetic,

iar $$\zeta = \frac{B_\delta}{B_{fe}}.$$

Eroarea de rezistență, datorită variației permeabilității magnetice μ_{fe}, este

$$\varepsilon = \frac{R - R_i}{R_i} = \frac{\frac{1}{\mu_{fei}} - \frac{1}{\mu_{fe}}}{\frac{\zeta}{\mu_a} \frac{l_\delta}{l_{fe}} + \frac{1}{\mu_{fe}}}.$$

Dacă se neglijează $\frac{1}{\mu_{fe}}$ în raport cu $\frac{\zeta}{\mu_a} \frac{l_\delta}{l_{fe}}$, se obține

$$\varepsilon = \frac{\mu_a}{\zeta} \frac{l_{fe}}{l_\delta} \left(\frac{1}{\mu_{fei}} - \frac{1}{\mu_{fe}} \right).$$

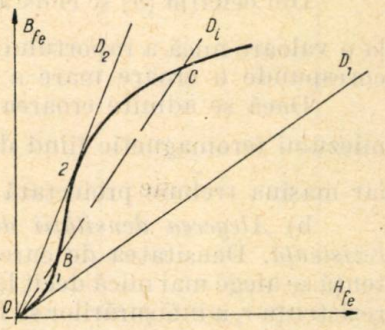


Fig. 8. — Caracteristica de magnetizare reală și ideală D_i a miezului feromagnetic.

Din caracteristica de magnetizare reală a miezului feromagnetic (fig. 8) se constată că permeabilitatea magnetică μ_{fe} crește în regiunea $0-1-2$ și scade în regiunea $2-C$.

Din condiția ca eroarea maximă, corespunzătoare permeabilității magnetice μ_{fe1} minime din regiunea $0-1-B$, să fie egală cu eroarea maximă corespunzătoare permeabilității magnetice maxime μ_{fe2} din regiunea $B-2-C$, se determină caracteristica ideală (dreapta D_i)

$$\varepsilon_{1max} = -\varepsilon_{2max},$$

sau

$$\frac{\mu_{fei} - \mu_{fe1}}{\mu_{fei} \cdot \mu_{fe1}} = -\frac{\mu_{fei} - \mu_{fe2}}{\mu_{fei} \cdot \mu_{fe2}};$$

de unde

$$\mu_{fei} = \frac{2\mu_{fe1}\mu_{fe2}}{\mu_{fe1} + \mu_{fe2}}.$$

Domeniul de funcționare, în ipoteza unei erori date, este cuprins între permeabilitatea magnetică minimă μ_{fe1} și permeabilitatea magnetică maximă μ_{fe2}, deci între dreptele D_1 și D_2; inducția maximă admisibilă în fier, în

ipoteza că maşina este solicitată magnetic uniform, se determină din intersecţia dreptei D_1 cu caracteristica de magnetizare reală.

Eroarea maximă de rezistenţă este

$$\varepsilon = \frac{\mu_a}{\zeta} \frac{l_{fe}}{l_\delta} \frac{\mu_{fe\max} - \mu_{fe\min}}{2\mu_{fe\max}\,\mu_{fe\min}}. \qquad (5)$$

Dacă maşina prezintă solicitări magnetice diferite, pentru diferitele regiuni ale miezului feromagnetic, se poate obţine o compensare parţială a erorilor, dar inducţia magnetică maximă admisibilă se alege mai mică decît inducţia maximă, determinată de intersecţia dreptei D_1 cu caracteristica reală de magnetizare.

Din ecuaţia (5) se constată că eroarea depinde şi de raportul $\zeta = \frac{B_\delta}{B_{fe}}$; la o valoare mică a raportului dintre inducţia în întrefier şi inducţia în fier corespunde o eroare mare a rezistenţei.

Dacă se admite eroarea maximă ε, caracteristica de magnetizare a miezului feromagnetic fiind dată, rezultă că raportul $\frac{l_{fe}}{l_\delta}$ este determinat, iar maşina trebuie proiectată respectînd această condiţie.

b) *Alegerea densităţii de curent în înfăşurările compensatorului de rezistenţă.* Densitatea de curent în înfăşurările compensatorului de rezistenţă se alege mai mică decît la maşina de curent continuu normal, deoarece rezistenţa r_c a înfăşurărilor să fie cît mai mică (compensarea cît mai eficace), iar variaţia rezistenţei înfăşurărilor cu temperatura să fie de asemenea mică.

Dacă densitatea de curent este aleasă mult prea mică, eroarea de rezistenţă stabilită în formula (5) creşte, deoarece creşte spaţiul necesar înfăşurărilor şi deci şi lungimea medie l_{fe} a liniei de cîmp.

La un raport de compensare γ dat, rezistenţa R_f a înfăşurării de excitaţie a generatorului sincron se reduce de aproximativ γ ori; deci şi variaţia de rezistenţă din cauza temperaturii ar trebui să se reducă în acelaşi raport. Valoarea maximă a raportului de compensare fiind 4,5, variaţia maximă a rezistenţei cu temperatura trebuie să se reducă de 4,5 ori. În acelaşi raport trebuie să se micşoreze şi încălzirea rezistenţei şi apropximativ şi căldura dezvoltată în înfăşurările maşinii. Deoarece căldura specifică este

$$p = \rho J^2,$$

densitatea de curent în înfăşurări trebuie aleasă de aproximativ $\sqrt{4,5}$ ori mai mică. Astfel, în rotor

$$J \leqslant 2 \ A/\text{mm}^2$$

iar în înfăşurările statorului, conectate în serie cu înfăşurarea indusului,

$$J \leqslant 1 \ A/\text{mm}^2.$$

3. Dimensionarea înfășurării de vibrare

În capitolul precedent, am prezentat interpretarea fizică a influenței înfășurării de vibrare asupra funcționării compensatorului de rezistență.

În acest scop se determină experimental ciclul de histerezis corespunzător inducției maxime care se va produce în miezul feromagnetic (aproximînd inițial și influența solenației de vibrare).

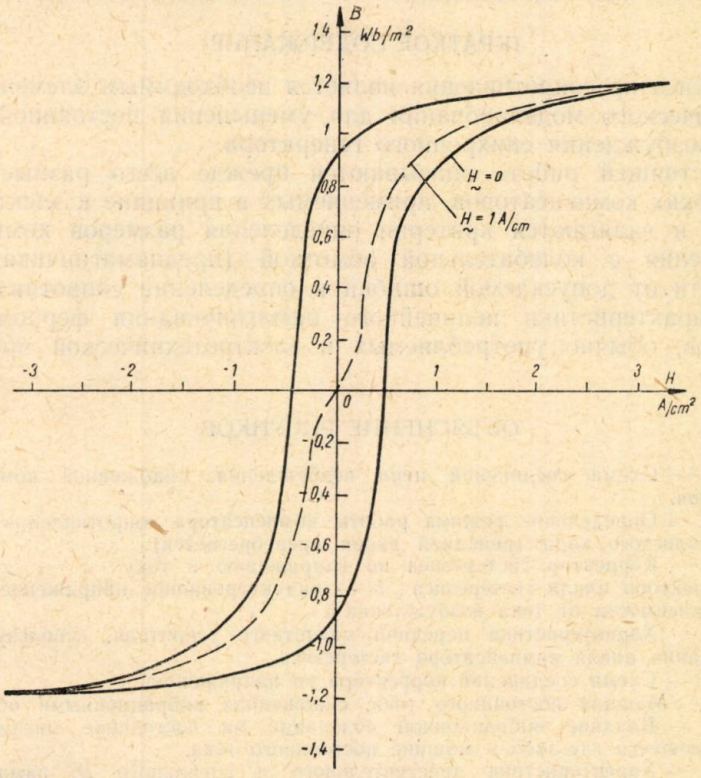


Fig. 9. — Ciclul de histerezis.

Lățimea maximă a acestui ciclu determină intensitatea cîmpului magnetic care trebuie produsă de solenația de vibrare ; înfășurarea de vibrare se poate deci dimensiona fiindcă se cunoaște solenația pe care trebuie s-o producă.

În figura 9 se prezintă ciclul de histerezis, determinat pentru cazul cînd $B_{max} = 1$, 2 wb/m². Lățimea maximă a ciclului este $2H_{am} = 1{,}5$ A/cm Într-adevăr, premagnetizînd miezul feromagnetic la $H'_{am} = 1$ A/cm, caracteristica de magnetizare a miezului feromagnetic măsurată de partea continuă se reduce la o curbă uniformă (suprafața ciclului de histerezis determinat în curent continuu este nulă).

★

Pe baza acestor considerații, se poate proiecta compensatorul de rezistență folosind aceeași metodică, care se aplică la proiectarea mașinii de curent continuu în funcționarea ca generator.

КОМПЕНСАТОР СОПРОТИВЛЕНИЯ

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ СООБРАЖЕНИЯ И КРИТЕРИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Компенсатор сопротивления является необходимым элементом электродинамического моделирования для уменьшения постоянной времени обмотки возбуждения синхронного генератора.

В настоящей работе описываются прежде всего разные системы электрических компенсаторов, применяемых в принципе к электрическим машинам, и излагаются критерии определения размеров компенсатора сопротивления с колебательной обмоткой (преднамагничивающий) в зависимости от допускаемой ошибки в определении сопротивления и с учетом характеристики нелинейного намагничивания ферромагнитных материалов, обычно употребляемых в электротехнической промышленности.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема соединений цепи возбуждения, снабженной компенсатором сопротивления.

Рис. 2. — Определение режима работы компенсатора сопротивления по характеристике холостого хода (реакцией якоря пренебрегается).

Рис. 3. — Корректор гистерезиса по напряжению и току: *a* — схема соединенийй корректора цикла гистерезиса; *b* — индуктированное напряжение в компенсаторе в зависимости от тока возбуждения i_f

Рис. 4. — Характеристика передачи магнитного усилителя, используемого для корректирования цикла компенсатора гистерезиса.

Рис. 5. — Схема соединений корректора по напряжению.

Рис. 6.— Машина постоянного тока, снабженная вибрационными обмотками.

Рис. 7. — Влияние вибрационной соленации на постоянное магнитное поле, устанавливающееся где-либо в машине постоянного тока.

Рис. 8. — Характеристика действительного и идеального D_i намагничивания ферромагнитного сердечника.

Рис. 9. — Цикл гистерезиса.

LE COMPENSATEUR DE RÉSISTANCE

CONSIDÉRATIONS THÉORIQUES ET CRITÈRES POUR ÉTABLIR UN PROJET

(RÉSUMÉ)

Le compensateur de résistance constitue un élément nécessaire dans le modèle électrodynamique des grands alternateurs, afin de réduire la constante de temps de l'enroulement d'excitation du générateur synchrone.

L'auteur expose tout d'abord les différents systèmes électriques compensateurs, qui utilisent en principe des machines électriques. Il présente les critères de dimensionnement du compensateur de résistance, à enroulement de vibration (de préaimantation), en fonction de l'erreur de résistance admise, en considérant la caractéristique d'aimantation non linéaire des matériaux ferromagnétiques couramment utilisés dans l'industrie électrotechnique.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma des connexions du circuit d'excitation pourvu d'un compensateur de résistance.

Fig. 2. — Détermination du régime de fonctionnement du compensateur de résistance à partir de la caractéristique de marche à vide (la réaction de l'induit étant négligeable).

Fig. 3. — Correcteur du cycle d'hystérésis suivant la tension et l'intensité : *a*) schéma des connexions du correcteur du cycle d'hystérésis ; *b*) tension induite dans le compensateur de résistance, en fonction du courant d'excitation i_f.

Fig. 4. — Caractéristique de transfert de l'amplificateur magnétique utilisé pour la correction du cycle d'hystérésis du compensateur de résistance.

Fig. 5. — Schéma de connexion du correcteur du cycle d'hystérésis suivant la tension.

Fig. 6. — Machine à courant continu pourvue d'enroulements de vibration.

Fig. 7. — Influence des enroulements de vibration sur le champ magnétique constant qui s'établit dans une région de la machine à courant continu.

$$a)\ H_{am} \approx H_c\ ;\ b)\ H_{cm} \gg H_c\ ;\ c)\ H_{am} \ll H_c\ .$$

Fig. 8. — Caractéristique de magnétisation réelle et idéale D_i du noyau ferromagnétique.

Fig. 9. — Cycle d'hystérésis.

BIBLIOGRAFIE

1. H. Hochrainer, *Das dynamische Kraftwerks-und Netzmodell der Electricité de France in Paris*, E.u.M., 1956, p. 165.
2. Bernard Chagué, *L'amplificateur magnétique autosaturé*, Bulletin de la Soc. Fr. des Electriciens, 1956, p. 14.
3. M. P. Kostenko, *Elektrodinamiceskaia model dlia issledovanii ustoicivosti*. Elektricestvo, 1950, nr. 9 p. 60.
4. V. A. Venikov și A. V. Ivanov-Smolenski, *Sinhronnii ghenerator dlia elektrodinamiceskogo modelirovania elektriceskih sistem*. Elehtricestvo, 1951, nr. 9, p. 96.
5. Herbert C. Roters, *Electromagnetic devices*. Ed. John Wiley, New York, 1948.
6. V. A. Venicov și A. A. Ivanov-Smolenski, *K voprosi o modelirovanii grupih sinhronnih maşin i ih sistem vozbujdenia*. Trudi Energeticeskovo Instituta, Moscova 1956.
7. R. Richter, *Elektrische Maschinen*. Birkhäuser, Basel. 1954, vol. I.

PROBLEME SPECIALE ÎN LEGĂTURĂ CU FORMA DE UNDĂ OPTIMĂ A FLUXULUI ÎN MAȘINILE CU INDUCTANȚĂ VARIABILĂ

DE

M. MARINESCU și M. POPOV

I. EXAMINAREA CAZULUI ÎN CARE FLUXUL NU POATE AVEA DISCONTINUITĂȚI

1. Rezumatul rezultatelor anterioare și formularea problemei

Într-o lucrare anterioară [1] s-a arătat că în cazul în care se dă variația inductanței funcție de timp, pentru ca greutatea mașinii să fie minimă, este necesar ca fluxul să aibă o formă de variație în timp dreptunghiulară.

Studiul s-a efectuat pornind de la expresia factorului care determină greutatea mașinii și a cărui expresie este

$$F = \frac{\frac{1}{2T}\int_{t_0}^{t_0+T} \frac{\varphi^2}{l^2}\, l' \mathrm{d}t}{\frac{1}{T}\sqrt{\frac{1}{T}\int_{t_0}^{t_0+T} \frac{\varphi^2}{l^2}\, \mathrm{d}t}}, \tag{1.1}$$

unde $\varphi = \frac{\Phi}{\Phi_{max}}$, Φ fiind fluxul și Φ_{max} valoarea maximă a fluxului, iar l este inductanța variabilă în timp de o perioadă T.

S-a arătat că pentru ca F să fie maxim este necesar ca

$$\left.\begin{aligned} &\varphi = 1 \text{ cînd } t \text{ este cuprins între } t_1 \text{ și } t_2 \text{ și avem,} \\ &\text{cu notațiile de mai jos, } l' > \frac{1}{2} l'_{med}, \\ &\varphi = 0 \text{ în restul perioadei, cînd avem } l' \leqslant \frac{1}{2} l'_{med}. \end{aligned}\right\} \tag{1.2}$$

Timpurile t_1 şi t_2 se deduc introducînd noua variabilă

$$l'_{\text{med}} = \frac{\int_{t_0}^{t_0+T} \frac{\varphi^2}{l^2} l' \mathrm{d}t}{\int_{t_0}^{t_0+T} \frac{\varphi^2}{l^2} \mathrm{d}t}, \tag{1.3}$$

care în condiţiile (1.2) devine

$$l'_{\text{med}} = \frac{\frac{1}{l(t_2)} - \frac{1}{l(t_1)}}{T\left(\frac{1}{l}\right)_{ef}}, \tag{1.4}$$

expresie în care s-a introdus mărimea auxiliară

$$\left(\frac{1}{l}\right)_{ef} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_{t_1}^{t_2} \frac{1}{l^2} \mathrm{d}t}. \tag{1.5}$$

Cînd se dă $l(t)$, expresia (1.4) a lui l'_{med} depinde numai de alegerea timpurilor t_1 şi t_2. Aceste timpuri trebuie alese astfel încît să avem egalităţile

$$\left.\begin{aligned} l'(t_1) &= \frac{1}{2} l'_{\text{med}}, \\ l'(t_2) &= \frac{1}{2} l'_{\text{med}}. \end{aligned}\right\} \tag{1.6}$$

Ecuaţiile (1.6) formează un sistem de două ecuaţii cu două necunoscute t_1 şi t_2, a căror valoare depinde de forma funcţiei $l(t)$. În general va fi întotdeauna posibil să găsim pe t_1 şi t_2 prin aproximaţii succesive. Pentru a concretiza problema, vom indica o metodă grafică de rezolvare a ecuaţiei (1.6) (fig.1).

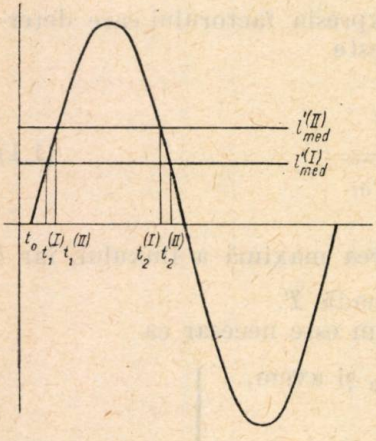


Fig. 1. — Determinarea timpurilor t_1 şi t_2 din expresiile (1.6) prin aproximaţii succesive pe cale grafică.

Alegem arbitrar o primă aproximaţie pentru l'_{med} pe care o notăm $l'^{(I)}_{\text{med}}$. Din diagramă prin intersecţie cu dreapta $l' = \frac{l'_{\text{med}}}{2}$, determinăm timpurile $t_1^{(I)}$ şi $t_2^{(I)}$ în primă aproximaţie. Succesiunea timpurilor $t_1^{(I)}$ şi $t_2^{(I)}$ o alegem astfel încît între t_1 şi t_2 să avem $l' > \frac{1}{2} l^{(I)}_{\text{med}}$ (condiţia (1.2)). Cu ajutorul formulelor (1.4) şi (1.5) determinăm pe $l'^{(II)}_{\text{med}}$ în a doua aproximaţie. Trasăm $\frac{1}{2} l'^{(II)}_{\text{med}}$ pe diagramă, obţinînd $t_1^{(II)}$ şi $t_2^{(II)}$ şi repetăm procedeul pînă obţinem o precizie satisfăcătoare.

Factorul F în aceste condiții optime are valoarea maximă

$$F_{\max} = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{l}\right)_{ef} T l'_{med}. \tag{1.7}$$

Produsul dintre suprafața de fier S și suprafața ferestrei $\mathcal{S}$, care în general este dat de expresia

$$S\mathcal{S} = \frac{TP_m}{FB_{\max}\delta k_u}, \tag{1.8}$$

este prin urmare minim în condițiile optime.

Pentru comparație cu regimul în care forța electromotoare aplicată este sinusoidală, s-a introdus legătura dintre F și factorul de putere în regim nesinusoidal K, legătură dată de relația

$$F = K\frac{E_{ef}}{\frac{1}{T}\left(\int e dt\right)_{\max}}. \tag{1.9}$$

care, în cazul cînd e este sinusoidală cu perioada $2T$, devine

$$F_{\sin} = K\frac{\pi}{\sqrt{2}}. \tag{1.10}$$

Dată fiind expresia maximă a lui K în regimul cu forța electromotoare sinusoidală stabilită anterior [2], s-a găsit expresia lui F cînd forța electromotoare este sinusoidală

$$F_{\sin\max} = \sqrt{\frac{\pi(\psi - \varphi)}{2}}, \tag{1.11}$$

ψ și φ fiind determinați în lucrarea [2].

Măsura în care variația formei forței electromotoare reduce greutatea mașinii este indicată de raportul

$$\rho = \frac{F_{\max}}{F_{\sin\max}} = \frac{1}{\sqrt{2}}\left(\frac{1}{l}\right)_{ef} T l'_{med}\sqrt{\frac{1}{\pi(\psi - \varphi)}}. \tag{1.12}$$

În lucrarea [1] s-a arătat că într-un caz concret valoarea raportului ρ a fost de aproximativ 1,7.

Toate aceste rezultate sînt însă valabile în cazul unui flux care variază după formulele (1.2). Această formă de variație nu se poate obține în nici un caz în practică. Se pun, prin urmare, următoarele probleme principale.

a) cum trebuie modificate rezultatele din lucrarea amintită, pentru a ține seama de faptul că fluxul nu poate varia brusc;

b) în ce măsură variază valoarea factorului F cînd fluxul se abate de la forma dreptunghiulară.

Aceste probleme sînt tratate mai jos.

2. Forma optimă a variației fluxului în cazul cînd nu pot avea loc salturi de flux

Pentru deducerea formulelor din lucrarea [1], s-a presupus că φ poate lua orice valoare cuprinsă între 0 și 1 și că derivatele lui φ pot avea orice valoare cuprinsă între $-\infty$ și $+\infty$. Pentru a ține seama de limitările impuse de condițiile fizice, vom presupune în primul rînd că o parte din derivatele fuxului sînt și ele limitate ca mărime. Să considerăm că φ' este limitat de valoarea φ'_{max} iar φ'' este arbitrar. În acest caz vom putea defini într-un plan avînd ca axe φ și φ' un domeniu limitat de $|\varphi'| < \varphi'_{max}$ și $|\varphi| < 1$. Funcția φ și derivata sa φ' vor trebui să fie astfel încît punctul (φ, φ') să se găsească în orice moment în interiorul dreptunghiului definit mai sus.

Dacă și φ'' este limitat de φ''_{max}, atunci domeniul de variație al lui φ și a primelor sale două derivate va fi reprezentat de interiorul paralelipipedului $|\varphi''| < \varphi''_{max}$, $|\varphi'| < \varphi'_{max}$, $|\varphi| < 1$ într-un spațiu cu axele φ, φ', φ''. În cazul general domeniul va avea n dimensiuni.

Se pune problema de a stabili forma optimă a lui φ astfel încît acesta și derivatele sale să fie cuprinse în domeniul definit mai sus.

În lucrarea [1], la punctul 6, s-au stabilit formulele de bază pentru rezolvarea problemei. S-a considerat că $\varphi(t)$ are o variație de forma

$$\varphi(t) = \alpha \lambda(t), \tag{2.1}$$

s-a calculat funcția $F(t, \alpha)$ introducîndu-se (2.1) în (1.1) și s-a determinat expresia $F'_\alpha(t,\alpha)$ căutîndu-se a se stabili condiția de extremum

$$F'_\alpha(t, 0) = 0. \tag{2.2}$$

Această condiție s-a adus la forma

$$\frac{\mathrm{d} \ln (l_1 : 0)}{\mathrm{d}\alpha} = \int_{t_0}^{t_0+T} \frac{\varphi}{\frac{1}{T} l^2 \int_{t_0}^{t_0+T} \frac{\varphi^2}{l^2} \mathrm{d}t} \left(\frac{2l'}{l'_{med}} - 1 \right) \lambda \, \mathrm{d}t, \tag{2.3}$$

unde l'_{med} este dat de (1.3).

Pentru a satisface această relație independent de λ, trebuie ca

$$\frac{\varphi}{\frac{1}{T} l^2 \int_{t_0}^{t_0+t} \frac{\varphi^2}{l^2} \mathrm{d}t} \left(\frac{2l'}{l'_{med}} - 1 \right) = 0 \tag{2.4}$$

pentru orice valoare φ din interiorul domeniului de variație. Avem soluțiile

$$\varphi = 0, \tag{2.5}$$

$$\frac{2l'}{l'_{med}} - 1 = 0. \tag{2.6}$$

În timpul cît avem satisfăcută relația (2.6) valoarea lui φ este nedeterminată. S-a demonstrat în [1] că trebuie să avem $\varphi = 0$ și în acest caz.

Pe frontieră trebuie ca

$$\varphi \lambda \left(\frac{2l'}{l'_{med}} - 1 \right) > 0. \tag{2.7}$$

Dacă este satisfăcută inegalitatea

$$\frac{2l'}{l'_{med}} - 1 > 0, \tag{2.8}$$

atunci φ şi λ au acelaşi semn. Întrucît pe frontiera superioară orice variaţie posibilă λ este de semn contrar cu φ, rezultă că în acest caz F scade pentru orice variaţie posibilă λ. În consecinţă, curba extremală coincide cu frontiera superioară îndată ce este satisfăcută inegalitatea (2.8) şi este zero în restul perioadei. Se găsesc astfel condiţiile

$$\left.\begin{aligned} &\varphi = \varphi_{sup} \quad \text{cînd } l' > \frac{l'_{med}}{2}, \\ &\varphi = 0 \text{ în restul perioadei.} \end{aligned}\right\} \tag{2.9}$$

În comparaţie cu condiţiile (1.2), se schimbă doar faptul că φ_{sup} nu mai este egal cu unu, ci este o curbă oarecare, avînd maximul egal cu unu (întrucît prin definiţie $\varphi = \frac{\Phi}{\Phi_{max}}$ şi pe de altă parte l' nu mai este dat de expresia (1.4), ci de (1.3). Ţinînd seama de condiţiile (2.9) şi notînd cu t_1 şi t_2 timpurile între care este satisfăcută inegalitatea (2.8), noua valoare a lui l'_{med} este dată de relaţia

$$l'_{med} = \frac{\int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2}{l^2} l' \, dt}{\int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2}{l^2} \, dt}. \tag{2.10}$$

Astfel, timpurile t_1 şi t_2 sînt determinate prin relaţiile (2.10) şi (2.9) şi pot fi găsite pe cale grafico-analitică, după cum s-a arătat mai sus la punctul 1.

În acest caz

$$F = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{l} \right)_{ef} T l'_{med} = \frac{1}{2} \frac{\int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2}{l^2} l' \, dt}{\sqrt{\frac{1}{T} \int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2}{l^2} \, dt}}, \tag{2.11}$$

unde l'_{med} este dat de relaţia (2.10) iar

$$\left(\frac{1}{l} \right)_{ef} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2}{l^2} \, dt}. \tag{2.12}$$

După cum se vede, formulele de mai sus diferă de cele din cazul anterior numai prin faptul că în loc de unu intervine φ_{sup}. Limita φ_{sup} este determinată prin rezolvarea problemei în fiecare caz particular în parte, fie teoretic, fie experimental.

3. Variaţia factorului F cînd fluxul Φ se abate de la forma dreptunghiulară

Să considerăm că φ porneşte de la valoarea zero în momentul t_1 şi ajunge la valoarea unu în momentul t_a; porneşte apoi de la valoarea unu în momentul t_b şi revine la valoarea zero în momentul t_2. Putem scrie atunci formula (2.10) sub forma

$$l'_{med} = \frac{\int_{t_1}^{t_2} \frac{l'\,dt}{l^2} + \int_{t_1}^{t_a} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2} l'\,dt + \int_{t_b}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2} l'\,dt}{\int_{t_1}^{t_2} \frac{dt}{l^2} + \int_{t_1}^{t_a} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\,dt + \int_{t_b}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\,dt}. \tag{3.1}$$

Considerînd că integralele între t_1 şi t_a şi t_b şi t_2 sînt mici în raport cu integralele între t_1 şi t_2, putem exprima pe l'_{med} sub formă asimptotică luînd ca referinţă cazul cînd $\varphi_{sup} = 1$,

$$l'_{med} \approx \frac{\int_{t_1}^{t_2} \frac{l'\,dt}{l^2}}{\int_{t_1}^{t_2} \frac{dt}{l^2}} \left[1 + \frac{\int_{t_1}^{t_a} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2} l'\,dt + \int_{t_b}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2} l'\,dt}{\int_{t_1}^{t_2} \frac{l'\,dt}{l^2}} - \frac{\int_{t_1}^{t_a} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\,dt + \int_{t_b}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\,dt}{\int_{t_1}^{t_2} \frac{dt}{l^2}} \right]. \tag{3.2}$$

În jurul punctelor t_1 şi t_2 avem însă

$$l' \approx \frac{(l'_{med})_0}{2}, \tag{3.3}$$

iar $(l'_{med})_0$ este aproximativ dat de formula (1.4).

Introducînd în (3.2), considerînd că în intervalele (t_1, t_a) şi (t_b, t_2) l' este constant şi dat de (3.3) şi folosind formula (1.4) se găseşte

$$l'_{med} \approx (l'_{med})_0 \left[1 - \frac{1}{l} \frac{\int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\,dt + \int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\,dt}{\int_{t_1}^{t_2} \frac{dt}{l^2}} \right]. \tag{3.4}$$

Din formula (3.4) se vede că, întrucît $\varphi_{sup}^2 < 1$, l'_{med} crește, deci intervalul (t_1, t_2) este mai mic decît în cazul $\varphi_{sup} \equiv 1$. Repetînd același procedeu asupra valorii $\left(\frac{1}{l}\right)_{ef}$ date de (2.12), găsim

$$\left(\frac{1}{l}\right)_{ef} = \left(\frac{1}{l}\right)_{ef,0} \left[1 + \frac{1}{2} \frac{\int_{t_1}^{t_a} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\, dt + \int_{t_b}^{t_2} \frac{\varphi_{sup}^2 - 1}{l^2}\, dt}{\int_{t_1}^{t_2} \frac{dt}{l^2}} \right], \tag{3.5}$$

unde $\left(\frac{1}{l}\right)_{ef}$ este dat de relația (1.5).

Introducînd relațiile (3.4) și (3.5) în (2.11), se găsește că, în primă aproximație, factorul F este constant. Rezultatul este natural, întrucît relația (2.11) dă valoarea maximă a lui F și, în consecință, pentru mici abateri de la condiția de maximum variațiile lui F sînt infiniți mici de ordinul doi. Maximul lui F fiind foarte plat, se pot admite abateri de la condiția optimă, fără ca prin aceasta F să varieze considerabil.

Întrucît cazul $\varphi_{sup} \not\equiv 1$ este cuprins în domeniul $\varphi_{sup} \equiv 1$ care a fost studiat în [1], rezultă că factorul F este mai mic decît în cazul $\varphi_{sup} \equiv 1$.

În concluzie, existența unei limite superioare $\varphi_{sup} \equiv 1$ are ca urmare o reducere a intervalului (t_1, t_2) și o micșorare a lui F. În cazul general, noile valori ale lui t_1, t_2 și F se calculează cu ajutorul formulelor date la sfîrșitul punctului 2.

4. Exemplul numeric

Considerăm exemplul dat în lucrarea [1], punctul 8, $l = L_0$ tg ωt pentru $\alpha_1 < \omega t < \alpha_2$.

În cazul în care $50° = 0{,}872_{rad} < \omega t < 90° 25' = 1{,}39_{rad}$ și $\varphi_{sup} \equiv 1$, s-a arătat că $F = 1{,}54$.

Derivata inductanței este în cazul general

$$l' = L_0\, \omega \frac{1}{\cos^2 \omega t} \quad \text{pentru} \quad \alpha_1 < \omega t < \alpha_2, \tag{4.1}$$

$$l'_{mm} = 2{,}43\, L_0\, \omega \quad \text{pentru} \quad \alpha_1 = 50°. \tag{4.2}$$

Spre deosebire de cazul studiat în [1], presupunem că

$$\left.\begin{aligned} &\varphi_{sup}^2 = \frac{\omega t - \alpha_1}{\Delta\alpha}, \quad \text{pentru} \quad \alpha_1 \leqslant \omega t \leqslant \alpha_a = \alpha_1 + \Delta\alpha, \\ &\varphi_{sup}^2 = 1 \qquad \text{pentru} \quad \alpha_a = \alpha_1 + \Delta\alpha \leqslant \omega t \leqslant \alpha_b = \alpha_2 - \Delta\alpha, \\ &\varphi_{sup}^2 = \frac{\alpha_2 - \omega t}{\Delta\alpha} \quad \text{pentru} \quad \alpha_b = \alpha_2 - \Delta\alpha \leqslant \omega t \leqslant \alpha_2. \end{aligned}\right\} \tag{4.3}$$

În formulele de calcul intervin integrale de formele

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \frac{\alpha}{\sin^2\alpha}\,d\alpha = \frac{\alpha_1}{\operatorname{tg}\alpha_1} - \frac{\alpha_2}{\operatorname{tg}\alpha_2} + \ln\frac{\sin\alpha_2}{\sin\alpha_1}, \tag{4.4}$$

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \frac{1}{\sin^2\alpha}\,d\alpha = \frac{1}{\operatorname{tg}\alpha_1} - \frac{1}{\operatorname{tg}\alpha_2}, \tag{4.5}$$

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \frac{1}{\operatorname{tg}^2\alpha}\,d\alpha = \frac{1}{\operatorname{tg}\alpha_1} + \alpha_1 - \frac{1}{\operatorname{tg}\alpha_2} - \alpha_2, \tag{4.6}$$

$$\int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \frac{\alpha}{\operatorname{tg}^2\alpha}\,d\alpha = \frac{\alpha_1}{\operatorname{tg}\alpha_1} - \frac{\alpha_2}{\operatorname{tg}\alpha_2} + \ln\frac{\sin\alpha_2}{\sin\alpha_1} + \frac{1}{2}(\alpha_1^2 - \alpha_2^2). \tag{4.7}$$

Efectuînd calculele cu ajutorul formulelor de mai sus se găseşte

$$I_1 = \int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{\sup}^2}{l^2}\,l'\,dt = \frac{1}{L_0\Delta\alpha}\ln\frac{\sin\alpha_a}{\sin\alpha_1}\cdot\frac{\sin\alpha_b}{\sin\alpha_2}, \tag{4.8}$$

$$I_2 = \int_{t_1}^{t_2} \frac{\varphi_{\sup}^2}{l^2}\,dt = \frac{1}{L_0\omega}I_1 + \frac{1}{L_0^2\omega}(\alpha_1 - \alpha_2) + \Delta\alpha). \tag{4.9}$$

Introducînd în (2.10), se găseşte

$$l'_{\text{med}} = \frac{I_1}{I_2} = \frac{L_0\omega}{1 + \dfrac{1}{L_0 l_1}(\alpha - \alpha_2 + \Delta\alpha)} \tag{4.10}$$

şi cu formula (2.11) obţinem

$$F = \frac{1}{2}\cdot\frac{I_1}{\sqrt{\dfrac{1}{T}I^2}} = \frac{\sqrt{\pi}}{2}\cdot\frac{\dfrac{1}{\Delta\alpha}\ln\dfrac{\sin\alpha_a\,\sin\alpha_b}{\sin\alpha_1\,\sin\alpha_2}}{\sqrt{\dfrac{1}{\Delta\alpha}\ln\dfrac{\sin\alpha_a\,\sin\alpha_b}{\sin\alpha_1\,\sin\alpha_2} + \alpha_1 - \alpha_2 + \Delta\alpha}}. \tag{4.11}$$

Dacă $\Delta\alpha$ tinde către zero, atunci I_1 tinde către

$$\frac{1}{L_0}\left(\frac{1}{\operatorname{tg}\alpha_1} - \frac{1}{\operatorname{tg}\alpha_2}\right)$$

şi expresia (4.11) tinde către expresia (8.8) din lucrarea [1].

Expresia (4.11) defineşte factorul F care corespunde unei funcţii φ^2 trapezoidale, definită de relaţiile (4.3). Dacă în interiorul intervalului (α_1, α_2) are loc inegalitatea

$$l' > \frac{l'_{\text{med}}}{2} \tag{4.12}$$

ar în afara intervalului are loc inegalitatea contrară, atunci formula (4.11) dă factorul F maxim care se poate realiza. Dacă nu este îndeplinită

condiția (4.12), nu sîntem în condițiile optime și urmează să schimbăm unghiurile α_1 și α_2 astfel încît să se îndeplinească condițiile optime. De notat că formula (4.11) rămîne valabilă chiar cînd nu avem îndeplinită condiția (4.12), întrucît condiția (4.12) este numai un criteriu pentru a stabili dacă sîntem sau nu în condițiile extremale.

Să considerăm cazul studiat în [1]

$$\alpha_1 = 50°, \quad \alpha_2 = 80°.$$

Luăm $\Delta\alpha = 10°$, din care rezultă $\alpha_a = 60°$, $\alpha_b = 70°$ (fig. 2). Rezultă

$$\left.\begin{aligned} I_1 &= \frac{0{,}374}{L_0}, \\ I_2 &= \frac{0{,}052}{L_0^2\omega}, \\ F &= 1{,}45, \\ l'_{\text{med}} &= 7{,}2\, L_0\omega. \end{aligned}\right\} \tag{4.13}$$

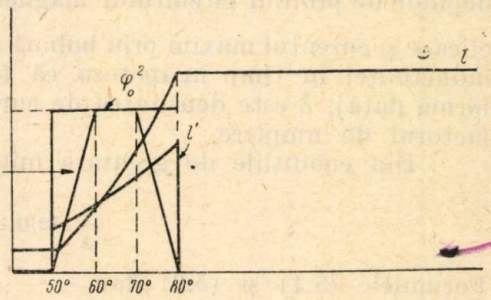


Fig. 2. — Relativ la exemplul numeric.

Față de cazul studiat în lucrarea [1] se găsește o reducere de numai 7% în valoarea lui F. Nu sîntem încă în condițiile optime întrucît nu este satisfăcută inegalitatea (4.12). Astfel, în punctul $\omega t = \alpha_1$ avem

$$l' = \frac{L_0\omega}{\cos^2 50^2} = 2{,}44\; L_0\omega < \frac{l'_{\text{med}}}{2} = 3{,}6\; L_0\omega.$$

Refăcînd calculul cu $\alpha_1 = 55°$, $\alpha_a = 65°$, $\alpha_b = 70°$, $\alpha_2 = 80°$, se găsește $F = 1{,}47$, fără a fi nici de data aceasta în condițiile optime. Diferențele obținute sînt de ordinul erorilor normale la calculul cu rigla.

Exemplul numeric de mai sus justifică concluzia trasă la punctul 3 și anume că maximul lui F este foarte plat și abateri relativ mari de la condițiile optime au o influență foarte mică asupra lui F.

II. ENERGIA OPTIMĂ TRANSFOMATĂ ÎN LUCRU MECANIC ÎN TIMPUL UNEI PERIOADE

5. Ordinul de mărime al energiei transformate în lucru mecanic

În lucrarea [1] s-a arătat la punctul 4 că, dacă se dă profilul circuitului magnetic și variația inductanței în timp și se pune totodată condiția de a avea greutatea minimă, energia transformată în lucru mecanic în timpul unei perioade T este bine determinată. Se pune problema ordinului de mărime al acestui lucru mecanic.

Vom determina în primul rînd ordinul de mărime al produsului $S\$$. Formula (4.2) din [1] arată că

$$S\$ = \frac{\left(\int H\,\mathrm{d}l\right)_{\max}}{4\pi\delta k_u} \cdot \frac{I_{\mathrm{ef}}}{i_{\max}}, \tag{5.1}$$

unde $\$$ este suprafața ferestrei, $H = \frac{B_{\max}}{\mu}$ este intensitatea cîmpului magnetic a cărui valoare depinde de materialul întrebuințat, $\int H\,dl$ este integrala de contur a lui H luată de-a lungul liniilor de cîmp (această integrală depinde de profilul circuitului magnetic), $\frac{I_{\mathrm{ef}}}{i_{\max}}$ este raportul dintre curentul eficace și curentul maxim prin bobină (raportul depinde numai de variația inductanței în timp în ipoteza că forța electromotoare aplicată are o formă dată), δ este densitatea de curent admisă în înfășurare iar k_u este factorul de umplere.

Din condițiile de greutate minimă [3] rezultă

$$\frac{S}{\$} \approx 0{,}25 = \frac{1}{4}. \tag{5.2}$$

Formulele (5.1) și (5.2) dau

$$S\$ = \frac{1}{4} \cdot \frac{\left(\int H\,\mathrm{d}l\right)^2_{\max}}{(4\pi\delta k_u)^2} \left(\frac{I_{\mathrm{ef}}}{i_{\max}}\right)^2. \tag{5.3}$$

Vom stabili ordinul de mărime al produsului $S\$$ în ipoteza că avem regimul de la punctul 8 din [1] Considerăm un întrefier echivalent de 4 mm. Luînd $B_{\max} = 1{,}2$ Wb/m^2, rezultă

$$\int H\,\mathrm{d}l = 48\,000 \text{ dGb}. \tag{5.4}$$

Pentru a calcula raportul $\frac{I_{\mathrm{ef}}}{i_{\max}}$ în ipoteza că între $\omega t = 50°$ și $\omega t = 80°$ avem $\Phi = \Phi_{\max}$ iar în restul perioadei $\Phi = 0$, pornim de la relația

$$\Phi = li \tag{5.5}$$

și cum

$$l = L_0 \operatorname{tg} \omega t \text{ pentru } 50° < \omega t < 80°, \tag{5.6}$$

$$i = \frac{\Phi_{\max}}{L_0 \operatorname{tg} \omega t} \text{ pentru } 50° < \omega t < 80°. \tag{5.7}$$

Curentul maxim are loc pentru $\omega t = 50°$,

$$i_{\max} = \frac{\Phi_{\max}}{L_0 \operatorname{tg} 50°} = 0{,}84 \frac{\Phi_{\max}}{L_0}. \tag{5.8}$$

Curentul eficace este dat de relația

$$I_{\mathrm{ef}} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T i^2\,\mathrm{d}t} = \sqrt{\frac{1}{\omega T}\int_{50°}^{80°} \frac{\Phi_{\max}}{L_0^2} \frac{\mathrm{d}\alpha}{\operatorname{tg}^2 \alpha}}. \tag{5.9}$$

Cu ajutorul formulei (4.6) găsim

$$I_{ef} = \frac{\Phi_{max}}{L_0}\sqrt{\frac{1}{\pi}\left(\frac{1}{\text{tg } 50^\circ} - \frac{1}{\text{tg } 80^\circ} + 0{,}872 - 1{,}39\right)} = 0{,}216\,\frac{\Phi_{max}}{L_0}\,.$$

Deci

$$\left(\frac{I_{ef}}{i_{max}}\right)^2 = \left(\frac{0{,}216}{0{,}84}\right)^2 = 0{,}066.$$

Luînd $\delta = 2{,}5$ A/mm^2 și $k_u = 0{,}3$, se obține în cele din urmă

$$S\,\$ = \frac{1}{4}\cdot\frac{(4\cdot 8)^2\,10^8\,(0{,}66)\,10^{-1}}{(4\cdot 2{,}5\cdot 10^6\cdot 03)^2} = 4{,}2\cdot 10^{-7}\ \text{m}^4 = 42\ \text{cm}^4. \qquad (5.10)$$

Folosind acum formula (1.8), în care luăm $F = 1{,}5$, obținem

$$TP_m \approx 4{,}25\cdot 10^{-7}\,1{,}5\cdot 1{,}2\,(2{,}5\cdot 10^6)\,0{,}3 = 5{,}75\cdot 10^{-7}\ \text{jouli} = 0{,}0585\ \text{kgm}. \qquad (5.11)$$

S-a obținut astfel ordinul de mărime al lucrului mecanic pe ciclu de funcționare în condițiile optime.

Considerînd $T = \frac{1}{100}$ s, rezultă $P_m = 57{,}5$ W. (5.12)

III. ANALIZA CAZULUI CÎND FACTORUL F TINDE CĂTRE INFINIT

6. Ridicarea nedeterminării energiei pe ciclu

În lucrarea [1] punctul 5 s-a analizat cazul pur teoretic cînd între tensiune și curent există o relație de proporționalitate

$$i = \frac{e}{\rho}\,, \qquad (5.1)$$

caz în care inductanța trebuie să varieze de la $-\infty$ la $+\infty$.

S-a arătat că este posibil în acest caz să se facă $F = \infty$, dar că energia optimă pe ciclu scade și tinde către zero. Factorul F devine infinit dacă tensiunea e este de forma

$$\left.\begin{aligned} e &= e_{max} \quad \text{pentru} \quad 0 < t < \Delta t, \\ e &= 0 \quad\ \ \text{pentru} \quad \Delta t < t < T. \end{aligned}\right\} \qquad (6.2)$$

Într-adevăr, în acest caz

$$\left.\begin{aligned} E_{ef} &= e_{max}\sqrt{\frac{\Delta t}{T}}\,, \\ \left(\frac{1}{T}\int e\,dt\right)_{max} &= e_{max}\,\frac{\Delta t}{t_{k=1}}\,. \end{aligned}\right\} \qquad (6.3)$$

Introducînd în (1.9), se obţine

$$F = \sqrt{\frac{T}{\Delta t}}, \tag{6.4}$$

expresie care tinde către infinit cînd Δt tinde către zero.

Vom demonstra că în acest caz energia optimă pe ciclu tinde către zero. Pentru aceasta pornim de la relaţia (5.3) stabilită la punctul precedent. În virtutea relaţiilor (6.1) şi (6.3) avem

$$\frac{I_{ef}}{I_{max}} = \frac{E_{ef}}{e_{max}} = \sqrt{\frac{\Delta t}{T}}. \tag{6.5}$$

Din relaţia (5.3) se obţine

$$S\,\$ = \frac{1}{4} \cdot \frac{\left(\int H\,dl\right)^2_{max}}{(4\pi\delta k_u)^2} \cdot \frac{\Delta t}{T}, \tag{6.6}$$

de unde rezultă că produsul $S\$$ tinde către zero cînd Δt tinde către zero

Din relaţia (1.8) rezultă

$$TP_m = S\,\$\,FB_{max}\delta k_u. \tag{6.7}$$

Întrucît $S\$$ tinde către zero iar F către infinit avem nedeterminare. Nedeterminarea se ridică dacă se înlocuiesc relaţiile (6.4) şi (6.6) în (6.7). Se obţine.

$$TP_m = \frac{1}{4} \frac{\left(\int H\,dl\right)^2_{max}}{(4\pi\delta k_u)^2} B_{max}\delta k_u \sqrt{\frac{\Delta t}{T}}. \tag{6.8}$$

Din expresia (6.8) rezultă că TP_m tinde către zero, conform concluziei enunţate în lucrarea [1].

ПРОБЛЕМЫ В СВЯЗИ С ОПТИМАЛЬНОЙ ФОРМОЙ ВОЛНЫ ПОТОКА В МАШИНАХ С СИНУСОИДАЛЬНОЙ ИНДУКТИВНОСТЬЮ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе указывается применение главных ранее полученных результатов исследований авторов, относящихся к оптимальной форме волны потока в машинах с синусоидальной индуктивностью, примененной к цепи с переменной индуктивностью в действительных случаях, когда в потоке не может быть перерывов.

Устанавливается таким образом, что в случае какого-либо изменения потока, отклоняющегося от прямоугольной формы, фактор, от которого зависит вес машины на единицу мощности, не претерпевает больших изменений.

Минимум веса, установленный для оптимальной формы изменения, очень сглаженный, а сравнительно большие отклонения от оптимальных условий очень мало влияют на фактор, от которого зависит этот вес.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Определение графическим путем последовательными приближениями времен t_1 и t_2 из выражения (1.6).
Рис. 2. — Относится к численному примеру.

PROBLÈMES SPÉCIAUX AU SUJET DE LA FORME D'ONDE OPTIMUM DU FLUX DANS LES MACHINES À INDUCTANCE SINUSOÏDALE

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail, on applique les résultats principaux obtenus antérieurement au sujet de la forme d'onde optimum du flux dans les machines à inductance sinusoïdale, appliquée à un circuit à inductance variable, dans les cas réels où le flux ne peut pas avoir de discontinuités.

On établit ainsi que, dans le cas d'une variation du flux s'écartant de la forme rectangulaire, le facteur dont dépend le poids de la machine par unité de puissance, ne varie pas beaucoup.

Le minimum de poids établi pour la forme de variation optimum est très plat et des écarts relativement importants des conditions optima ont une très petite influence sur le facteur dont ce poids dépend.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Détermination des temps t_1 et t_2 des expressions (1.6) par approximations successives, par voie graphique.
Fig. 2. — Au sujet de l'exemple numérique.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Marinescu și M. Popov, *Asupra formelor optime ale forței electromotoare și inductanței în mașinile cu inductanță variabilă.* Studii și cercetări de energetică, t. VI, nr. 1—2, ianuarie-iunie 1956, p. 125.
2. M. Marinescu și M. Popov, *Asupra formei optime a variației inductanței și a factorului de putere maxim, la mașinile cu inductanță variabilă.* Comunicările Acad. R.P.R., t. V, nr. 3, martie 1955, p. 545.
3. M. Marinescu și M. Popov, *Asupra condițiilor de «minimum de greutate» a mașinilor parametrice.* Studii și cercetări de energetică, t. V, nr. 3—4, iulie-decembrie 1955, p. 467.

CONSIDERAȚII TEORETICE ȘI EXPERIMENTALE ASUPRA REDRESORULUI MECANIC CONSTRUIT CU MATERIALE FEROMAGNETICE INFERIOARE

DE

A. MORARU, AL. FRANSUA și GH. PRICOP

INTRODUCERE

Redresorul mecanic a constituit o problemă de studiu în planul de cercetări al Institutului de energetică începînd din anul 1955. Scopul inițial propus era de a se proiecta, construi și experimenta prototipuri de asemenea redresoare executate cu materiale ce se găsesc în țară, iar pe baza rezultatelor obținute să se poată proiecta și construi tipuri industriale ce se folosesc în deosebi în industria chimică.

Redresorul mecanic a apărut în urma dificultăților de a se construi redresoare de putere mare și tensiune joasă cu un randament înalt. Deși principiul redresorului mecanic era cunoscut de multă vreme, totuși acesta nu a putut căpăta o importanță industrială datorită faptului că fără dispozitive speciale, care să înlesnească comutarea curentului, nu se puteau construi redresoare pentru curenți mai mari de 10—20 A.

Din anii 1940—1941, redresorul mecanic a început să se afirme din ce în ce mai mult pe scară industrială, o dată cu înlăturarea dificultăților de comutație cu ajutorul unor bobine de comutație folosind materiale magnetice speciale, concurînd astfel la tensiune joasă atît redresorul cu vapori de mercur cît și grupul motor-generator.

În Institutul de energetică, știut fiind că numai materialele feromagnetice speciale permit obținerea unor performanțe care să reziste concurenței celorlalte tipuri de redresoare, problema redresorului mecanic s-a pus sub forma următoare: cu materialele feromagnetice obișnuite nu se pot construi redresoare mecanice care să concureze alte tipuri de redresoare? Care sînt limitele de putere sau de tensiune respective la care balanța ar înclina în favoarea acestor redresoare mecanice?

În prezentul studiu, efectuat de un colectiv al secției de electroenergetică, se caută să se răspundă la aceste întrebări.

Studiul teoretic preliminar în linii mari a devenit clasic. Totuși colectivul a căutat să dea o prezentare deosebită a teoriei redresorului mecanic, care să pună mai clar în evidență calitățile materialului feromagnetic folosit. În plus, colectivul a urmărit să deducă o serie de relații care să permită concluzii cît mai cuprinzătoare în legătură cu capacitatea de sarcină a unui redresor mecanic cu material feromagnetic de calitate inferioară.

Colectivul a proiectat un prototip de redresor mecanic trifazat, adaptînd proiectul instalației la posibilitățile concrete ale atelierului mecanic și laboratorului de mașini electrice ale Institutului de energetică, fapt care a constituit în unele privințe o limitare a performanțelor redresorului mecanic conceput, lucru dovedit cu ocazia încercărilor experimentale.

În acest studiu sînt prezentate rezultatele experiențelor efectuate și concluziile la care a ajuns colectivul de cercetători în legătură cu posibilitatea construirii pe scară industrială a redresoarelor mecanice în țara noastră.

Trebuie să mai precizăm că în primul rînd colectivul a încercat să răspundă întrebării puse și nu s-a preocupat de problemele de detaliu puse de redresorul mecanic, ca automatizarea reglării duratei de contact, reglarea automată a tensiunii, protecția etc.

Studiul de față se referă la capacitatea de sarcină a redresorului trifazat cu redresare în punte, utilizînd șase bobine de comutație. S-a ales această schemă ca fiind mai sigură în exploatare decît schema cu trei bobine de comutație, ea permițînd totodată și utilizarea unor materiale magnetice de calitate inferioară.

I. CONSIDERAȚII TEORETICE ASUPRA FUNCȚIONĂRII REDRESORULUI MECANIC

1. Teoria sumară a comutației

Schema electrică a unui redresor mecanic este arătată în figura 1. Transformatorul de alimentare T este de obicei un transformator trifazat. Fazele sale secundare alimentează prin șase bobine de comutație L_i, L_i' cu miez feromagnetic cele șase contacte C_i, C_i' ale redresorului, contacte legate în punte, pentru a se obține o tensiune cu pulsații mai mici și de valoare medie mai mare, precum și o funcționare mai eficientă a transformatorului. Contactele se închid și se deschid în mod periodic, sub acțiunea unui motor sincron, prin intermediul unor mecanisme relativ simple. Ordinea închiderii contactelor este următoarea: C_1, C_3', C_2, C_1', C_3, C_2'. Fiecare contact este închis cel puțin o treime din perioadă. Prin urmare, la un moment dat pot fi închise simultan două sau trei contacte. În serie cu rezistența R de sarcină se leagă de obicei o bobină L pentru filtrare.

Este ușoar de remarcat că pentru continuitatea și siguranța funcționării, diferitele contacte trebuie să se deschidă pe cele șase faze ale redresorului în momentul în care curentul de fază respectiv este practic nul (pentru a se evita arcul electric la contacte) și că, înainte de a se deschide un contact pe o fază, trebuie să se închidă contactul pe faza următoare. Există deci un interval de timp cît curentul de sarcină este preluat de un contact de fază de la alt contact de fază. Fenomenele electrice și magnetice ce au loc în acest interval de timp sînt cuprinse în aceeași noțiune de comutație a curentului.

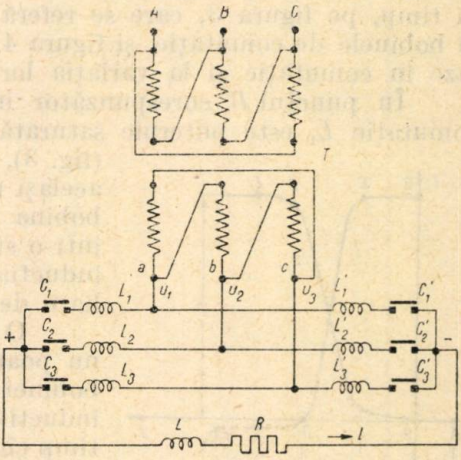


Fig. 1

Vom urmări în mod sumar aceste fenomene, pentru a stabili o serie de relații deosebit de importante pentru funcționarea și proiectarea redresorului mecanic.

Fie u_1, u_2 și u_3 tensiunile pe fazele 1, 2, și 3 ale redresorului (fig. 2). Să considerăm că în momentul $t < 0$ contactele C_1 și C'_3 sînt închise și că $i_1 = I$, I fiind curentul de sarcină, menținut constant în tot timpul comutației cu ajutorul bobinei L.

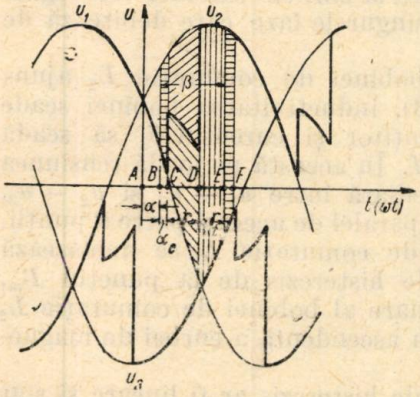


Fig. 2

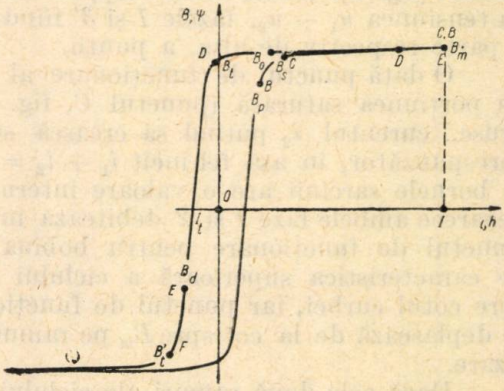


Fig. 3

Contactul C_2 trebuie să se închidă în mod firesc în momentul cînd tensiunea u_2 a depășit tensiunea u_1 (punctul A, fig. 2) Contactul C_2 se poate închide și mai tîrziu în momentul notat pe figură prin punctul B. Intervalul de timp între A și B, măsurat în radiani și notat de noi cu α îl vom denumi *unghi mecanic de atac*. În intervalul dintre B și E, cînd se deschide contactul C_1, are loc procesul de comutație în cele două faze

1 și *2*, care funcționează simultan de aceeași parte a punții de redresare.

Fenomenele ce au loc în decursul procesului de comutație se pot urmări simultan pe figura 2, care se referă la tensiuni și la variația lor în timp, pe figura 3, care se referă la fenomenele magnetice ce au loc în bobinele de comutație, și figura 4 care se referă la curenții celor două faze în comutație și la variația lor în timp.

În punctul B corespunzător închiderii contactului C_2, bobina de comutație L_1 este puternic saturată, inducția în fierul bobinei fiind B_m (fig. 3), iar fluxul total corespunzător Ψ_m. În același moment, curentul i_2 este nul (fig. 4), bobina de comutație L_2 fiind adusă însă într-o stare de magnetizare caracterizată prin inducția B_p cu ajutorul unei înfășurări auxiliare de premagnetizare.

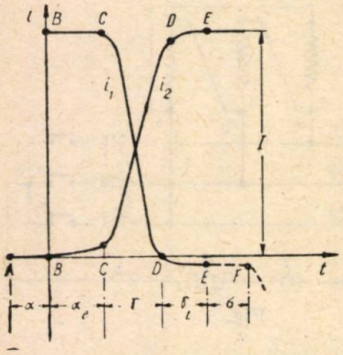


Fig. 4

O dată închis contactul C_2, curentul i_2 nu poate crește brusc din cauza existenței bobinei de comutație, care prezintă o mare inductivitate pe porțiunea nesaturată. Atîta timp cît inducția în bobina de comutație L_2 nu atinge valoarea B_s corespunzătoare începutului porțiunii de saturație, curentul i_2 rămîne foarte mic (fig. 4), iar curentul i_1 practic același, căci $i_1 + i_2 = I$. Întîrzierea aceasta în creșterea curentului i_2 corespunde unui timp α_e măsurat în radiani (fig. 2). În tot acest timp, tensiunea la bornele sarcinei este egală cu tensiunea $u_1 - u_3$, fazele *1* și *3'* fiind singurele faze care debitează de o parte respectiv de alta, a punții.

O dată punctul de funcționare al bobinei de comutație L_2 ajuns pe porțiunea saturată (punctul C, fig. 3), inductivitatea bobinei scade brusc, curentul i_2 putînd să crească simțitor și curentul i_1 să scadă corespunzător, în așa fel încît $i_1 + i_2 = I$. În această perioadă tensiunea la bornele sarcinii are o valoare intermediară între $u_1 - u_3$ și $u_2 - u_3$, deoarece ambele faze *1* și *2* debitează în paralel de aceeași parte a punții. Punctul de funcționare pentru bobina de comutație L_1 se deplasează pe caracteristica superioară a ciclului de histerezis de la punctul B_m, spre cotul curbei, iar punctul de funcționare al bobinei de comutație L_2 se deplasează de la cot spre B_m pe ramura ascendentă a curbei de magnetizare.

Dacă cele două ramuri ale ciclului de histerezis ar fi lineare și s-ar suprapune, tensiunea la bornele sarcinii în perioada aceasta ar fi chiar semisuma tensiunilor $u_1 - u_3$ și $u_2 - u_3$. Intervalul de timp în care curentul i_2 crește simțitor iar i_1, scade corespunzător se poate măsura în radiani prin unghiul γ (fig. 2 și 4).

Atunci cînd punctul de funcționare al bobinei de comutație L_1 a ajuns în punctul B_t (fig. 3), la cotul curbei de magnetizare, curentul i_1 nu mai scade simțitor în timp, rămînînd practic constant și avînd o valoare I_t foarte mică și negativă, dacă nu intervine o premagnetizare

corespunzătoare, datorită faptului că inductivitatea bobinei pe porțiunea nesaturată este foarte mare ; avem de-a face cu așa zisa *treaptă* de curent. Bobina de comutație L_2 este în acest moment practic saturată, iar curentul i_2 a atins practic valoarea I, contactul C_2 preluînd întreg curentul de sarcină. Dacă fluxul magnetic al bobinei de comutație L_2 nu mai variază practic în timp, fluxul bobinei L_1 variază foarte repede în timp, schimbînd chiar de semn, bobina L_1 preluînd practic întreaga tensiune $u_1 - u_3$. În acest interval de timp curentul i_1 poate fi întrerupt prin deschiderea contactului C_1 fără pericol de arc, dacă curentul de treaptă I_t nu depășește o anumită valoare. Fie B_d punctul în care a ajuns punctul mobil de funcționare al bobinei în clipa deschiderii contactului C_1 (punctul E, fig. 2, 3, și 4). Intervalul de timp corespunzător acestor fenomene este γ_t, dacă îl măsurăm în radiani (fig. 2 și 4).

Treapta de curent ar continua, dacă nu ar interveni deschiderea contactului C_1, pînă în punctul B_t' (punctul F, fig. 2, 3, și 4) cînd curentul i_1 crește simțitor în sens invers sub influența saturației puternice a bobinei L_1 și a creșterii simțitoare $u_1 - u_3$ în sens invers.

Fenomenele descrise mai sus calitativ permit și o exprimare cantitativă dacă ne referim la figurile 2, 3 și 4 și folosim relațiile evidente

$$u_c + u_3 = u_1 - ri_1 - \frac{d\psi_1}{dt} - \lambda\frac{di_1}{dt} = u_2 - ri_2 - \frac{d\psi_2}{dt} - \lambda\frac{di_2}{dt},$$

$$i_1 + i_2 = I_1,$$

în care u_c este tensiunea instantanee la bornele sarcinii, Ψ_1 și Ψ_2 fluxurile celor două bobine L_1 și L_2, λ—o inductivitate, care înglobează inductivitățile de dispersie ale transformatorului, inductivitatea liniei de alimentare și a legăturilor, iar r — rezistența înfășurărilor transformatorului și bobinei ca și a legăturilor.

Pentru intervalul de timp $0 \leqslant t \leqslant \frac{\alpha}{\omega}$, în care contactul C_2 nu s-a închis încă, se obține.

$$u_c + u_3 = u_1 - ri_1, \quad \frac{d\psi_1}{dt} \approx 0, \quad \psi_1 = \psi_m,$$

$$i_1 = I, \quad u_c + u_3 = u_2, \quad i_2 = 0.$$

Pentru intervalul de timp $\frac{\alpha}{\omega} < t < \frac{\alpha+\beta}{\omega}$, în care contactele C_1 și C_2 funcționează în paralel, sînt valabile relațiile

$$u_c + u_3 = u_1 - ri_1 - \frac{d\psi_1}{dt} - \lambda\frac{di_1}{dt},$$

$$u_c + u_3 = u_2 - ri_2 - \frac{d\psi_2}{dt} - \lambda\frac{di_2}{dt},$$

$$i_1 + i_2 = I,$$

cu condițiile

$$\psi_1 = \psi_m, \quad \psi_2 = \psi_p \text{ pentru } t = \frac{\alpha}{\omega},$$

$$\psi_1 = \psi_d > -\psi_t, \; \psi_2 = \psi_m \text{ pentru } t = \frac{\alpha + \beta}{\omega}.$$

După deschiderea contactului C_1, cînd $i_1 = 0$, relațiile de mai sus devin

$$u_c + u_3 = u_1,$$

$$u_c + u_3 = u_2 - ri_2,$$

$$i_2 = I, \quad \psi_2 = \psi_m, \quad \frac{d\psi_2}{dt} \approx 0.$$

Vom analiza mai în amănunt relațiile stabilite pentru intervalul de suprapunere a contactelor C_1 și C_2 care se împarte în mod firesc, așa cum am văzut, în două subintervale : subintervalul de durată γ (timpul măsurat în radiani) cît curenții variază rapid în timp, curentul i_1 scăzînd, iar curentul i_2 crescînd, și subintervalul de durată $\beta - \gamma$, cît curentul i_1 este practic nul, iar curentul i_2 a atins valoarea curentului de sarcină (treapta de curent).

Neglijînd rezistența r pentru primul subinterval, se poate scrie

$$u_1 - u_2 = U_l \sqrt{2} \sin \omega t = \frac{d\psi_1}{dt} - \frac{d\psi_2}{dt} + \lambda \left(\frac{di_1}{dt} - \frac{di_2}{dt} \right), \qquad (1)$$

în care U_l este tensiunea între faze pe partea secundară a transformatorului.

Prin integrare, se obține

$$\omega (2\psi_m - \psi_p - \psi_t) + 2\lambda \omega I = U_l \sqrt{2} \, [\cos \alpha - \cos (\alpha + \gamma)]. \qquad (2)$$

Această relație se poate scrie sub o altă formă mai convenabilă analizei, dacă introducem în locul fluxurilor inducțiile corespunzătoare și dacă folosim pe de o parte mărimea B_0 a inducției maxime în fierul bobinelor de comutație atunci cînd redresorul lucrează cu curentul minim admisibil, la care se poate considera neglijabilă intensitatea cîmpului magnetic față de intensitatea corespunzătoare sarcinei nominale, care de obicei este de cîteva sute de ori mai mare, iar pe de altă parte permeabilitatea relativă μ_r considerată ca permeabilitate medie a materialului pentru funcționarea între B_0 și B_m, în așa fel încît inducția în miezul feromagnetic al bobinei corespunzătoare unui punct de funcționare al bobinei cuprins între B_0 și B_m să se poată exprima prin expresia

$$B = B_0 + \mu_0 \mu_r H.$$

Fluxurile totale care intervin în relația (1), pe baza celor de mai sus se pot pune sub forma

$$\psi = w\, S_{Fe}\, B + w\, S_0\, \mu_0\, H = w\, S_{Fe}\, (B + \mu_0\, AH),$$

în care S_{Fe} este secțiunea transversală a miezului feromagnetic, S_0 secțiunea corespunzătoare acelei părți din flux care nu se închide prin miezul feromagnetic, iar $A = \frac{S_0}{S_{Fe}} = 2 \div 3$ și H intensitatea medie a cîmpului magnetic. În consecință, dacă se neglijează intensitatea H corespunzătoare inducțiilor B_p și B_t,

$$2\psi_m - \psi_p - \psi_t = wS_{Fe}\ [2B_0 - B_p - B_t + 2\mu_0\, H_m\, (\mu_r + A)],$$

sau

$$2\psi_m - \psi_p - \psi_t = 2\, w\, S_{Fe}[\Delta B + \mu_0\, H_m\, (\mu_r + A)],$$

în care

$$2\,\Delta B = 2B_0 - B_p - B_t.$$

Dacă mai introducem unghiurile convenționale

$$\delta_0 = \frac{\omega\sqrt{2}}{U_l}\, wS_{Fe}\, \Delta B,$$

$$\delta_s = \frac{\omega\sqrt{2}}{U_l}\, \mu_0\, (\mu_r + A)\, wS_{Fe}\, H_m = \delta_{sn}\, \frac{I}{I_n},$$

$$\delta_\lambda = \frac{\omega\sqrt{2}}{U_l}\, \lambda I = \delta_{\lambda n}\, \frac{I}{I_n},$$

(indicele n referindu-se la valoarea nominală a sarcinii) atunci relația (2) se poate scrie sub forma

$$\cos\alpha - \cos(\alpha + \gamma) = \delta_0 + \delta_s + \delta_\lambda.$$

Semnificația fizică a acestor unghiuri este ușor de stabilit. Astfel, unghiul δ_0 reprezintă timpul, exprimat în radiani, în care fluxul $2w\, S_{Fe}\, \Delta B$ s-ar stabili în bobina de comutație dacă la bornele ei s-ar aplica tensiunea maximă de comutație $U_l\sqrt{2}$; unghiul δ_λ corespunde timpului de stabilire tot în bobina de comutație sub acțiunea aceleeași tensiuni $U_l\sqrt{2}$ a unui flux $2\lambda I$ corespunzător fluxurilor de dispersiune ale transformatorului, liniei și conductoarelor de legătură. Să remarcăm că unghiurile δ_s și δ_λ depind direct de sarcină, iar unghiul δ_0 nu depinde de sarcină.

Pentru subintervalul de timp cît are loc treapta de curent pentru curentul i_1 și pînă în momentul deschiderii contactului C_1, în mod analog se poate scrie

$$\cos(\alpha + \gamma) - \cos(\alpha + \beta) = \delta_d,$$

în care

$$\delta_d = \frac{\omega(\psi_t - \psi_d)}{U_l\sqrt{2}} = \frac{\omega}{U_l\sqrt{2}}\, wS_{Fe}\, (B_t - B_d), \qquad (3)$$

neglijînd H_l şi H_d. Remarcăm că unghiul δ_d depinde atît de sarcină cît şi de durata de închidere a contactului.

Se mai poate defini şi un unghi limită de treaptă, independent de sarcină, care apare atunci cînd deschiderea contactului C_1 are loc la sfîrşitul treptei de curent (considerînd $B'_l = -B_l$),

$$\delta_l = \frac{\omega\sqrt{2}}{U_l} w S_{Fe} B_l. \tag{4}$$

Pe baza relaţiillor de mai sus se poate deduce şi valoarea medie a tensiunii la bornele sarcinii,

$$U = \frac{3}{\pi}\int_{\alpha}^{\frac{\pi}{3}+\alpha} u_c \, d(\omega t) = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} U_l \cos\alpha - \frac{3\omega}{\pi}(\psi_m - \psi_p) - \frac{3}{\pi}\lambda\omega I - \xi rI,$$

în care $\xi = 0{,}7 \div 0{,}8$ la sarcina nominală. La funcţionarea în gol ideal ($I = 0$, $\alpha = 0$) tensiunea la bornele sarcinii va fi

$$U_0 = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} U_l.$$

2. Posibilităţi de încărcare

Cele două relaţii (2) şi (3) conduc la existenţa unui curent de sarcină maxim I_M şi a unui curent de sarcină minim I_0 pentru bobine de comutaţie date şi pentru o durată de contact fixată. Curentul maxim I_M este impus de faptul că un contact se poate deschide în extremis chiar la începutul treptei de curent, adică aproape întreg intervalul de timp cît contactele C_1 şi C_2 lucrează simultan este folosit exclusiv pentru comutaţie (fig. 5). Curentul minim I_0 este impus de faptul că un contact se poate deschide la sfîrşitul treptei de curent, adică intervalul de timp de suprapunere a contactelor C_1 şi C_2 este acoperit aproape în întregime de treapta de curent. Dat fiind cele de mai sus, se vede că lungimea treptei este o mărime caracteristică importantă, de ea depinzînd esenţial raportul I_0/I_M, ea este condiţionată de valoarea inducţiei corespunzătoare cotului de saturaţie al curbei de magnetizare [relaţia (4)]. O valoare mare a raportului I_0/I_M este posibilă numai cu un material feromagnetic cu o valoare ridicată a inducţiei de saturaţie, cu o permeabilitate mare pe porţiunea nesaturată şi o permeabilitate cît mai mică pe porţiunea saturată.

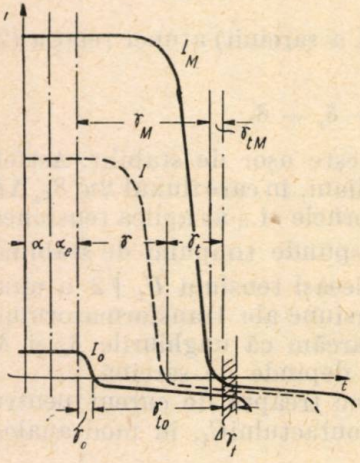


Fig. 5

Pe baza celor de mai sus se poate stabili relativ ușor o relație între unghiurile δ definite mai sus, care să pună în lumină capacitatea unui material dat de a admite o încărcare cît mai mare a redresorului. La funcționarea redresorului în sarcină minimă, notînd cu γ_0 unghiul corespunzător, vom avea

$$\cos \alpha - \cos (\alpha + \gamma_0) = \delta_0.$$

Dacă notăm cu β unghiul de suprapunere mecanică, pentru ca deschiderea contactului să aibă loc în treapta de curent, trebuie ca

$$\cos(\alpha + \gamma_0) - \cos (\alpha + \beta) \leqslant \delta_t.$$

Din cele două relații de mai sus se deduce

$$\cos\alpha - \cos (\alpha + \beta) \leqslant \delta_0 + \delta_t.$$

În sarcina maximă, notînd cu γ_M unghiul corespunzător, vom avea

$$\cos \alpha - \cos (\alpha + \gamma_M) = \delta_0 + \delta_{sM} + \delta_{\lambda M}.$$

Pentru ca funcționarea să fie posibilă, trebuie ca $\gamma_M < \beta$ sau, la limită, $\gamma_M = \beta$, ceea ce duce la condiția

$$\delta_{sM} + \delta_{\lambda M} \leqslant \delta_t. \tag{5}$$

Pentru a ține seama și de neprecizia duratei de suprapunere mecanică, se introduce un unghi de siguranță $\Delta\gamma_t$ (de ordinul $2^0 \div 4^0$) și în acest caz relația (5) devine

$$\delta_{sM} + \delta_{\lambda M} + \Delta\gamma_t = \delta_t.$$

Această ultimă relație mai poate fi pusă și sub altă formă, care permite interpretări utile pentru proiectarea redresorului.

Într-adevăr,

$$\delta_{sM} = \delta_t - \delta_{\lambda M} - \Delta\gamma_t = \delta_t - k_M \tilde{x}_\lambda - \Delta\gamma_t,$$

în care $k_M = \frac{I_M}{I_n}$ (I_n fiind curentul nominal de sarcină), iar

$$\tilde{x}_\lambda = \frac{\lambda\omega\sqrt{2}\, I_n}{U_l} = \frac{\lambda\omega\, I_{fn}}{U_f} = \delta_{\lambda n}; \left(I_{fn} = I_n \sqrt{\frac{2}{3}}; U_f = \frac{U_l}{\sqrt{3}} \right)$$

(I_{fn} fiind curentul de fază nominal, și U_f tensiunea de fază a transformatorului) și reprezintă reactanța de dispersie a transformatorului, liniei și legăturilor, în unități relative. Ținînd seama de expresiile unghiurilor δ_s și δ_t, se deduce

$$\mu_0 (\mu_r + A) H_M = k_s B_t, \tag{6}$$

în care $k_s = 1 - \frac{\Delta\gamma_t \pm k_M \widetilde{x}_\lambda}{\delta_t} = 0{,}5 \div 0{,}7$ (pentru $\overline{x}_\lambda = 5\%$; $k_M = 2 \div 3$; $\Delta\gamma_t = 2° \div 4° = 0{,}035 \div 0{,}07$ rad, $\delta_t = \frac{\pi}{10} \div \frac{\pi}{8}$) este un coeficient independent de sarcină, și

$$\frac{l_{Fe}}{w} = \frac{\mu_0 (\mu_r + A)}{B_t} \cdot \frac{k_M}{k_s} I_n.$$

Pe de altă parte, din expresia unghiului de treaptă δ_t se obține

$$w S_{Fe} = \frac{U_0 \delta_t}{12 f B_t},$$

f fiind frecvența rețelei de alimentare.

Făcînd produsul ultimelor două relații, se obține

$$V_{Fe} = l_{Fe} S_{Fe} = \frac{k_M}{k_s} \cdot \frac{\mu_0 (\mu_r + A) \delta_t}{12 f B_t^2} P_0, \tag{7}$$

în care $P_0 = U_0 I_n$.

Relația (7) arată că pentru un material feromagnetic dat $\left(\mu_r, B_t, \delta_t = \frac{\pi}{10} \div \frac{\pi}{8}\right)$, o putere nominală redresată P_0 dată, o frecvență f dată, o capacitate de supraîncărcare k_M precizată și un k_s dat, rezultă un volum bine determinat al bobinei de comutație.

Este important de reținut faptul că valoarea tensiunii nu influențează dimensiunile bobinei și procesul de comutație. Astfel, dacă la aceeași putere P_0, tensiunile sînt diferite, U_0' și U_0'', iar

$$\frac{U_0''}{U_0'} = \frac{I'}{I''} = k > 1,$$

atunci se schimbă numai numărul de spire al bobinei de comutație,

$$\frac{w''}{w'} = \frac{U_0''}{U_0'} = k,$$

dimensiunile ei rămînînd aceleași pentru ambele tensiuni.

Procesul de comutație nu este influențat de valoarea tensiunii, deoarece conform relațiilor de definiție: $\delta_t'' = \delta_t'$; $\delta_d'' = \delta_d'$, $\delta_0'' = \delta_0'$, $\delta_s'' = \delta_s'$ și $\delta_\lambda'' = \delta_\lambda'$.

Doar curentul de treaptă rezultă diferit: dacă $U_0'' > U_0'$, atunci $I_t'' < I_t'$, ceea ce constituie un fapt pozitiv (la tensiune inversă mai mare curentul de treaptă este mai mic).

Din relația (6) mai rezultă că dacă la un material feromagnetic dat se limitează superior valoarea curentului de treaptă, se limitează și curentul maxim I_M. Într-adevăr,

$$I_t = \frac{\Delta H_t}{H_M} I_M = \frac{\mu_0 (\mu_r + A) \Delta H_t}{k_s B_t} I_M, \tag{8}$$

în care ΔH_t reprezintă variația cîmpului în miezul feromagnetic al bobinei corespunzătoare variației inducției de la $+ B_t$ la $- B_t$ (dinamic), variație independentă de sarcină.

Este interesant de urmărit cum variază valoarea limită a curentului redresat în funcție de dimensiunile și calitățile bobinelor. Această valoare limită I_M este determinată pe de o parte de *condiții electrice*, așa cum am văzut mai sus [relația (8)],

$$I_M \leqslant \pi \frac{\mu_s B_t}{\mu_0 (\mu_r + A) w} D.$$

sau, dacă se impune și valoarea maximă admisă a curentului de treaptă

$$I_t = \frac{\Delta H_t}{w} \pi D,$$

se obține condiția

$$I_M = \frac{k_s B_t}{\mu_0 (\mu_r + A)} \cdot \frac{I_t}{\Delta H_t},$$

D fiind diametrul mediu al bobinei.

Pe de altă parte curentul I_M este limitat și de *o condiție termică*, și anume de condiția ca înfășurarea bobinei de comutație să nu se încălzească peste limitele admisibile. Fie b grosimea radială a torului (izolat), de obicei $\frac{b}{D} \leqslant \frac{1}{7}$ pentru a nu înrăutăți caracteristicile magnetice ale miezului, h înălțimea torului, e grosimea radială a galeților înfășurării c lățimea galeților, considerați în număr de n,

$$n \approx \frac{\pi (D - b - 2e)}{c}.$$

Considerînd un coeficient de umplere al galetului k_{Cu}, secțiunea netă de cupru este

$$S_{Cu} = n\, e\, c\, k_{Cu} = \pi\ (D - b - 2e)\, e\, k_{Cu}$$

Valoarea acestei secțiuni este maximă pentru $e = \frac{D - b}{4}$, iar valoarea acestui maxim este

$$S_{Cu\,M} = \frac{\pi}{16} \left(1 - \frac{b}{D}\right)^2 k_{Cu} D^2$$

Pierderile în cuprul bobinei vor fi

$$P_{Cu} = \rho \frac{l_{Cu}}{S_{Cu}} \left(w \frac{I}{\sqrt{2}}\right)^2,$$

l_{Cu} fiind lungimea medie a unei spire. Suprafaţa de răcire a înfăşurării se consideră egală cu suprafaţa laterală a galeţilor

$$S_r = 2\,n\,e\,l_{Cu}.$$

Puterea ce poate fi disipată, dacă α_c este coeficientul de transmisie şi Θ încălzirea admisibilă, va fi

$$P_r = \frac{3}{4}\,\alpha_c\,\Theta\,S_r$$

factorul de corecţie $\frac{3}{4}$ intervenind deoarece transmisia de căldură este mai puţin intensă spre interiorul torului. La echilibru termic $P_r = P_{Cu}$, de unde, folosind valoarea optimă a grosimii e a bobinei $\left(e = \frac{D-b}{4}\right)$, se deduce

$$I \leqslant \frac{3}{16}\left(1 - \frac{b}{D}\right)^2 \sqrt{\frac{k_{Cu}\,\alpha_c\,\Theta}{2\rho c}} \cdot \frac{I_t}{\Delta H_t}\,D.$$

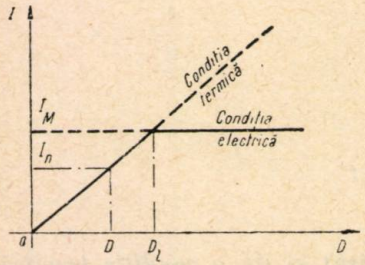


Fig. 6

Cele două condiţii care limitează valoarea curentului maxim admisibil se pot reprezenta grafic ca în figura 6.

Se observă că la un material magnetic dat există un diametru mediu limită D_l, peste care condiţia restrictivă electrică este mai severă decît cea termică; acest diametru limită este

$$D_l = \frac{16 k_s B_t}{3\left(1 - \frac{b}{D}\right)^2 k_M \mu_0 (\mu_r + A)} \sqrt{\frac{2\rho c}{k_{Cu}\,\alpha_c\,\Theta}}.$$

În mod normal, bobina trebuie să aibă un diametru $D < D_l$, pentru ca astfel condiţia termică să fie cea mai severă, acest lucru însemnînd pe de o parte un consum judicios de materiale, iar pe de altă parte posibilitatea unor suprasarcini importante de scurtă durată.

3. Dispozitive pentru îmbunătăţirea comutaţiei

Pentru îmbunătăţirea comutaţiei, adică pentru descărcarea contactelor de curentul de treaptă şi pentru micşorarea tensiunii inverse aplicate contactelor în momentul deschiderii, se folosesc diferite circuite în paralel cu contactele. Un astfel de circuit conţinînd un redresor cu seleniu R_s în serie cu o bobină cuplată magnetic cu bobina de comutaţie este redat în figura 7.

Atîta timp cît curentul i_1 prin faza 1 (contactele C_1 şi C_2 fiind închise) scade rapid, fluxul φ prin bobina L_1 variind însă lent, tensiunea

u_R care apare la bornele bobinei în serie cu redresorul este mică. Curentul i_R prin redresor este foarte mic în raport cu curentul i_c care străbate contactul C_1. Cînd începe treapta de curent, curentul de fază i_1, a devenit foarte mic, fluxul φ variază rapid schimbînd de semn, tensiunea u_R crește simțitor, curentul din redresor de asemenea. În consecință, curentul i_c reprezintă o fracțiune din curentul de treaptă I_t. Contactul C_1 se poate deschide în acest moment fără scîntei. În momentul deschiderii contactului, tensiunea la bornele contactului poate fi mult mai mică decît tensiunea $u_1 - u_2$ care apare în mod normal. Într-adevăr, în acest moment tensiunea inversă la contact este

$$u_1 = u_R - \Delta u_R.$$

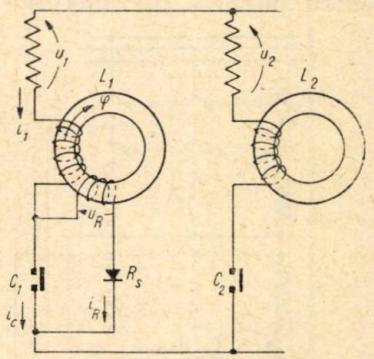


Fig. 7

Δu_R fiind căderea de tensiune în redresor. Ne putem aranja ca tensiunea u_R să fie cîteva procente din tensiunea $u_1 - u_2$, care va fi preluată aproape în întregime de bobina de comutație.

Același efect se produce și în momentul închiderii contactului, redresorul micșorînd tensiunea inversă pe contact.

Se mai pot obține unele rezultate și cu ajutorul unor circuite cu capacitate, rezistență și inductivitate montate în paralel cu bobina de comutație.

II. ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE

1. Descrierea prototipului de redresor mecanic executat la Institutul de energetică

La Institutul de energetică al Academiei R.P.R. a fost construit un prototip de redresor mecanic trifazat de 30 V, 700 A, $P_0 = 38{,}5$kW, construit în întregime din materiale indigene. Partea mecanică, ca execuție și concepție, aparține șefului atelierului mecanic, maistrul Gh. Pricop. Schema principială a părții mecanice a redresorului este arătată în figura 8.

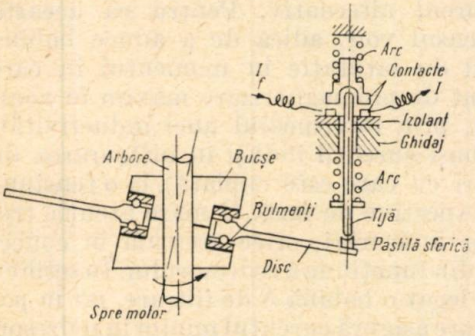


Fig. 8

Un motor asincron sincronizat rotește cu viteza de 3000 rot/min un arbore pe care se află o bucșe, a cărei axă este înclinată cu un unghi foarte mic față de axa arborelui. Prin intermediul a doi rulmenți axiali, mișcarea de oscilație a axei bucșei se transmite unui disc oscilant. Un punct oarecare al periferiei discului descrie pe verticală o mișcare oscilatorie. Cu ajutorul unei

tije metalice, această mişcare oscilatorie este transmisă contactului mobil. O serie de alte dispozitive permit reglarea duratei contactului şi a unghiului de atac α.

Schema electrică a redresorului experimental este arătată în figura 9. Pentru punerea în funcţiune a instalaţiei se conectează întîi motorul asincron sincronizat ce acţionează contactele şi se verifică concordanţa între sensul de rotaţie şi succesiunea fazelor la contacte. Se poate închide apoi întrerupătorul automat I_1 şi pune în stare de funcţionare transformatorul T prin intermediul unor rezistenţe r_0 (de aproximativ 10 Ω în cazul nostru), care sînt apoi scurt-circuitate de întrerupătorul manual I_2. Fără aceste rezistenţe tensiunea înfăşurărilor secundare ale transformatorului s-ar aplica brusc bobinelor de comutaţie, putîndu-se naşte oscilaţii care ar avea drept urmare o poziţie greşită a perioadei de curent mic (treapta de curent), şi deci scîntei puternice la contacte. Acest fapt a fost verificat experimental. Pentru a se putea măsura tensiunea ideală la funcţionarea în gol, se foloseşte un ansamblu de rezistenţe, notate în figură r_m (de aproximativ 200 Ω) şi R_m (de aproximativ 10 kΩ), care la funcţionarea în sarcină sînt eliminate de întrerupătorul I_3. Pe miezul bobinei de comutaţie BC, pe lîngă înfăşurarea principală de comutaţie, se mai plasează o înfăşurare necesară acţionării redresorului R_s cu seleniu în momentul deschiderii contactului o înfăşurare pentru premagnetizarea miezului cu ajutorul unui curent continuu şi o înfăşurare de premagnetizare cu ajutorul unui curent alternativ. Pentru ca această ultimă înfăşurare să acţioneze în sensul voit, adică de a aduce bobina respectivă cît mai aproape de cotul de saturaţie în momentul în care se închide contactul respectiv (curent de premagnetizare maxim în acest moment), se conectează înfăşurarea, prin intermediul unei inductivităţi potrivite L (care are rolul de a înăbuşi curenţii induşi în înfăşurarea de premagnetizare de celelalte înfăşurări cu care este cuplată), la o tensiune defazată cu 120° înaintea tensiunii respective de fază. O mare atenţie trebuie dată conectării juste a acestor înfăşurări, orice greşeală în conectarea lor atrăgînd după sine scoaterea din funcţiune a redresorului. În serie cu rezistenţa variabilă R de sarcină, s-a legat o bobină S de filtrare, iar în paralel cu ea, o rezistenţă constantă R_0 care asigură curentul minim în redresor.

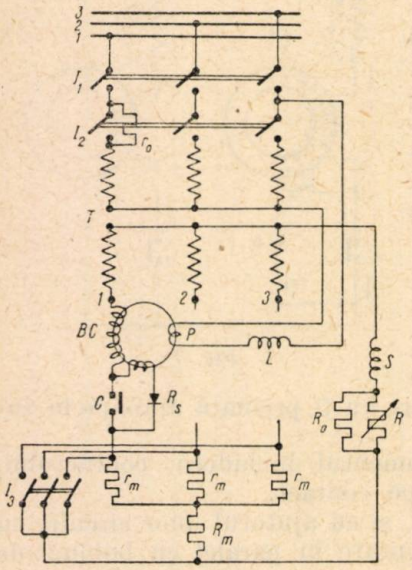


Fig. 9

În schema de legături s-au introdus diferite şunturi pentru măsurarea diferiţilor curenţi : curentul I de sarcină I, curentul într-o fază secundară a transformatorului, curentul în circuitul redresorului cu seleniu, înfăşurarea de premagnetizare.

Înainte de punerea în funcțiune a instalației, s-au reglat diferitele contacte din punct de vedere mecanic pentru a se obține un contact electric cît mai perfect prin eliminarea oscilațiilor mecanice sau rotirii contactului și pentru obținerea aceleiași durate de contact. În acest scop s-a folosit un sistem stroboscopic de iluminare a contactelor. Contactele sînt din argint pur turnat într-o masă de cupru.

Unghiul de atac dorit se reglează cu ajutorul deplasării rotorului motorului asincron sincronizat față de cîmpul învîrtitor sincron cu ajutorul unor reostate introduse în fazele alimentate cu curent continuu. Mărimea acestui unghi se poate observa clar în curba tensiunii redresate în gol dată de un osciloscop.

2. Bobine de comutație. Materialul feromagnetic

Bobinele de comutație folosite la redresorul mecanic experimentat la Institutul de energetică au fost executate din material feromagnetic obișnuit : tole de transformator de 0,35 mm, cu pierderi teoretice de

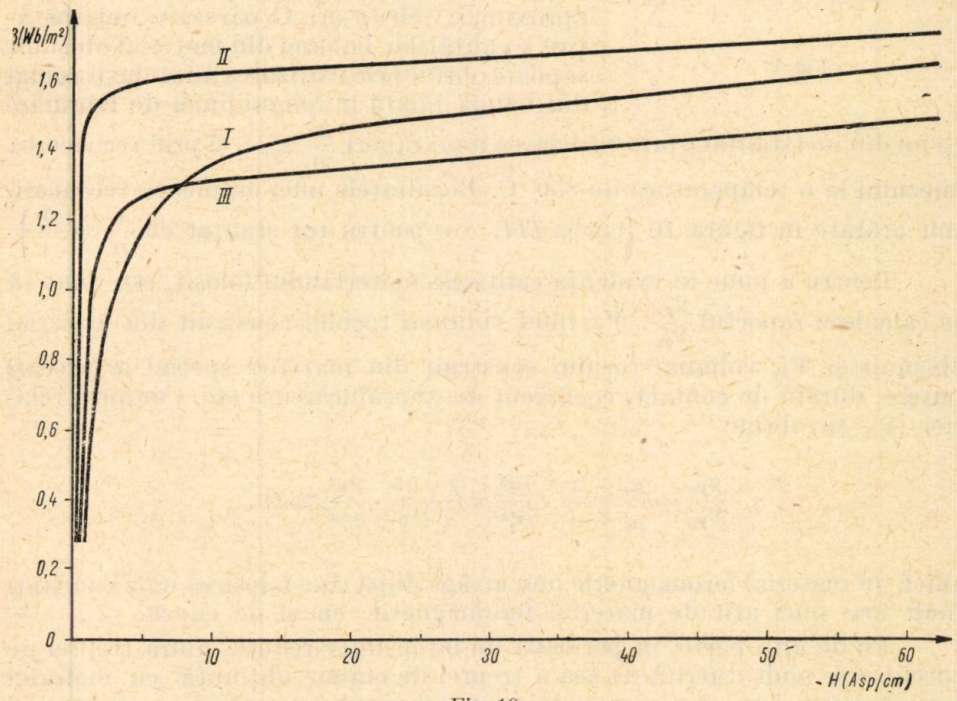


Fig. 10

1,3W/kg. Curba de magnetizare a materialului este redată în figura 10 (curba *I*). În realitate, curba de magnetizare, reală este înrăutățită datorită prelucrării și faptului că raportul $\frac{b}{D} = \frac{1}{5}$ este nesatisfăcător (s-au folosit

tole ștanțate pentru alte scopuri). Un asemenea material este sensibil mai prost decît cel folosit în mod normal (permenorm 5000-Z, curba *II* din figura 10) atît în privința cotului, cît și în privința permeabilităților porțiunilor nesaturate și saturate ale curbei de magnetizare. În plus, materialul, permenorm 5000-Z se livrează sub formă de bandă de 0,03—0,05 mm, pierderile specifice fiind astfel mult mai mici. În privința ciclului de histerezis materialul folosit este de asemenea inferior : inducția remanentă este de 0,7 Wb/m² față de 1,5 Wb/m² la permenorm 5000-Z iar cîmpul coercitiv de 1 A/cm față de 0,3 A/cm. Se mai observă că în timp ce porțiunea liniară a caracteristicii permenormului începe la 1,4Wb/m², la materialul obișnuit de transformator începe la aproximativ 0,7Wb/m².

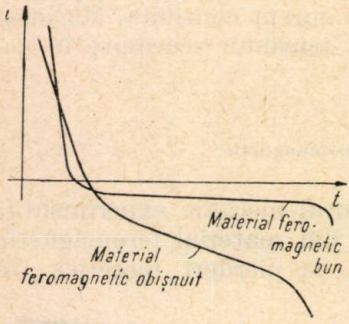


Fig. 11

În concluzie, materialul obișnuit folosit este net inferior sub toate aspectele celui folosit în alte țări pentru instalații similare. Singurul său avantaj este prețul mai mic de aproximativ 80 de ori. O oarecare îmbunătățire a calităților bobinei din material obișnuit se poate obține prin realizarea miezului toroidal din bandă tăiată în lungul liniei de laminare (și nu din inel ștanțat), prin realizarea unui raport $\frac{b}{D} \leqslant \frac{1}{7}$ și prin recoacerea miezului la o temperatură de 850 °C. Rezultatele unei asemenea recoaceri, sînt arătate în figura 10 (curba *III*, tot pentru tor ștanțat cu $\frac{b}{D} = \frac{1}{4}$).

Pentru a pune în evidență calitățile materialului folosit, este bine să se calculeze raportul $\frac{V_{Fe}}{V'_{Fe}}$, V_{Fe} fiind volumul torului construit din material obișnuit și V'_{Fe} volumul torului construit din material special la aceeași putere, durată de contact, coeficient de supraîncărcare etc. Conform relației (8), se obține

$$\frac{V_{Fe}}{V'_{Fe}} = \frac{\mu_r + A}{\mu'_r + A'} \cdot \frac{Bt^2}{B'^2_t} = \frac{2 + 13}{2 + 6} \cdot \frac{1{,}6^2}{0{,}7^2} \approx 10,$$

adică un material feromagnetic bun atrage după sine folosirea unei cantități mult mai mici atît de material feromagnetic, cît și de cupru.

Pe de altă parte, în perioada de intensitate redusă, alura treptei de curent este mult diferită de cea a treptei de curent obținută cu material feromagnetic bun. La materialul bun curentul este practic constant și cu ajutorul unei premagnetizări el poate fi anulat pe o durată suficient de mare. La materialul obișnuit curentul de treaptă crește ușor în acest interval de timp și premagnetizarea nu ajută în mod sensibil. În plus, trecerea de la curent mare la curent mic se face treptat și nu brusc ca la materialul bun, astfel încît treapta efectivă este micșorată (fig. 11).

Mai mult, considerațiile expuse la p. 504, figura 6 ne conduc în cazul bobinelor folosite la concluzia că acestea sînt condiționate ca dimensiuni de condiția electrică și nu de cea termică, cum era firesc. Astfel, diametrul limită D_l este, în cazul materialului feromagnetic folosit, de aproximativ 0,15 m față de diametrul mediu al bobinei, $D = 0{,}232$ m.

Dacă mai adăugăm la cele spuse mai sus faptul că în realitate trebuie luate în considerație nu caracteristicile de magnentizare statice, ci cele dinamice, iar caracteristica dinamică a materialului folosit este simțitor înrăutățită față de cea statică, datorită în deosebi grosimii mari a tolei (0,35 mm față de 0,03—0,05 mm), rezultă clar că tabla obișnuită de transformator nu poate concura cîtuși de puțin materialul feromagnetic superior folosit în alte țări. Rămîne de văzut dacă redresorul mecanic construit nu poate concura totuși alte instalații de redresare folosite în industrie (grup motor asincron — generator de curent continuu îndeosebi).

3. Rezultate experimentale

Prototipul de redresor mecanic construit la Institutul de energetică a fost încercat în mod amănunțit, obținîndu-se astfel nu numai o serie întreagă de concluzii practice, dar și posibilitatea de a se verifica rezultatele obținute pe cale teoretică.

a) La funcționarea în gol [de fapt redresorul debita pe sistemul de rezistențe r_m, R_m, fig. 9] s-a obținut tensiunea de 55 V, transformatorul de alimentare avînd pe partea secundară tensiunea de 47 V pe fază, ceea ce verifică formula teoretică $U_0 = \frac{3\sqrt{3}}{\pi\sqrt{2}} U_f$, pentru un redresor trifazat. Dacă redresorul ar fi funcționat hexafazat, tensiunea obținută la funcționarea în gol ar fi fost de 110 V. Redresorul hexafazat ne-ar fi dat însă complicații constructive : încă trei bobine de comutație, încă trei contacte, ceea ce ar fi întîrziat experiențele. La funcționarea în plină sarcină de 700 A, tensiunea la bornele sarcinii a scăzut simțitor la 30 V. Puterea utilă a redresorului a fost de 21 kW La o funcționare hexafazată a aceleiași instalații s-ar fi putut obține o putere utilă de aproximativ 60 kW, dat fiind faptul că tensiunea în sarcină ar fi atins aproximativ 85 V.

Variația în timp a tensiunii în sarcină este mult diferită de cea teoretică în cazul materialului feromagnetic obișnuit, așa cum se vede în figura 12 (curba în sarcină este desenată prin linie întreruptă). Dispariția salturilor bruște în curba tensiunii în sarcină se poate explica prin variația simțitoare a permeabilității magnetice pe porțiunea saturată a curbei de magnetizare. Într-adevăr, în intervalul de timp cît funcționează în paralel două contacte, cele două bobine, în loc să aibă inductivități egale și tensiunea la bornele sarcinii să fie egală cu semisuma tensiunilor de fază, au inductivități mult diferite. Bobina, al cărui curent scade în timpul comutației, are în prima parte a procesului o inductivitate sensibil mai mică decît a celeilalte bobine, al cărei curent crește. Punctul de funcționare al primei bobine parcurge partea foarte saturată a curbei de magnetizare de permea-

bilitate incrementală mai mică, punctul de funcţionare al celei de a doua bobine parcurge prima parte a porţiunii saturate. (fig. 3).

Din acest motiv tensiunea la bornele sarcinii rămîne mai mult timp sub tensiunea teoretică, rezultînd o cădere de tensiune suplimentară (suprafaţa haşurată din figura 12).

Căderea de tensiune simţitoare de la 55 V, la funcţionarea în gol, la 30 V la funcţionarea în plină sarcină, pe lîngă cauzele electrice explicate

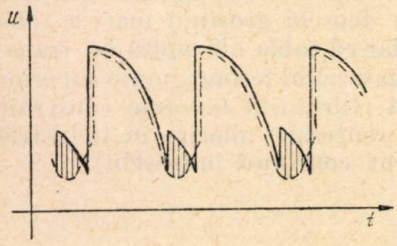


Fig. 12

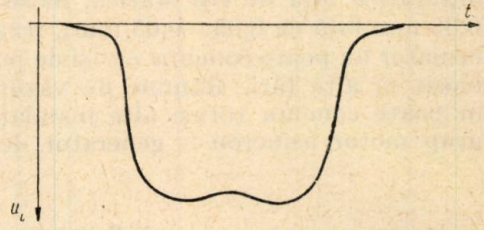


Fig. 13

mai sus şi a unghiului de atac de aproximativ 30°, fără de care nu era posibilă sarcina de 700 A., se datoreşte în bună măsură şi faptului că legăturile realizate erau subdimensionate din punctul de vedere al încălzirii, faptului că transformatorul de alimentare avea o reactanţă de dispersiune de aproximativ 5,5% şi, în plus, faptului că miezul transformatorului era foarte saturat, datorită componentei continue prezente în înfăşurările de fază secundare şi care atrăgea după sine un curent de magnetizare foarte mare. Dacă aceste ultime cauze ar fi putut fi evitate, căderea de tensiune ar fi rezultat mult mai mică.

b) De asemenea, tensiunea inversă la contact rezultă mult diferită de cea obţinută teoretic (fig. 13). Este interesant de remarcat efectul pozitiv al redresorului cu seleniu, legat în parlel pe contact, de a micşora simţitor tensiunea inversă atît la închiderea cît şi la deschiderea contactului.

O influenţă sensibilă asupra formei tensiunii inverse o are şi înfăşurarea de premagnetizare.

c) Variaţia în timp a curenţilor din circuitul de premagnetizare în curent alternativ şi din circuitul redresorului cu seleniu este redată în figura 14. Oscilografierea curentului din circuitul redresoarelor permite foarte uşor a se stabili valoarea curentului de treaptă în momentul întreruperii contactului respectiv (o altă metodă de măsură a acestui curent nu am putut imagina).

Astfel, în momentul întreruperii circuitului într-una din fazele redresorului, întreg curentul care mai înainte trecea prin contact este preluat de redresorul cu seleniu şi apare sub forma unui salt în curba curentului i_R.

Variind durata de contact la acelaşi curent de sarcină, am putut explora întreaga treaptă de curent, care în cazul materialului feromagnetic folosit este departe de a fi într-adevăr treaptă. În regimul optim, curentul întrerupt a fost de 6 A.Fără circuitul cu redresor cu seleniu funcţionarea

redresorului mecanic cu un asemenea curent la întrerupere ar fi fost imposibilă.

d) Durata cît contactul este închis are, așa cum era de așteptat, o mare influență asupra raportului dintre curentul maxim și curentul minim. Dacă durata de contact este mică, raportul este mai favorabil, însă curentul maxim mai mic. În cazul redresorului mecanic încercat, raportul optim obținut a fost de 700/60 A. Acest raport este departe de a fi satisfăcător.

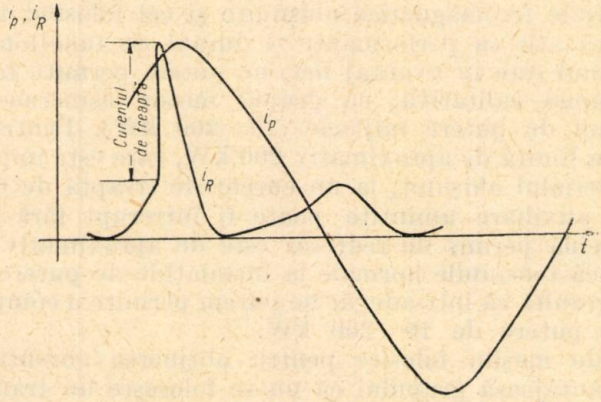


Fig. 14

Prin urmare, materialul feromagnetic cu calități proaste influențează sensibil raportul dintre curentul maxim și cel minim.

e) Dat fiind faptul că instalația de redresare construită în Institutul de energetică a trebuit, din motive de timp și de economie, să fie adaptată posibilităților atelierului mecanic și laboratorului de mașini electrice, nu am putut obține rezultate precise asupra randamentului instalației. Astfel, legăturile electrice au fost făcute din conductoare subdimensionate (deci pierderi mai mari decît cele obișnuite), motorul de antrenare a depășit mult ca putere necesarul (deci randamentul foarte slab), transformatorul de alimentare folosit nu a corespuns cerințelor redresorului (putere nominală 90 kVA, față de aproximativ 35 kVA necesari).

f) O serie de modificări constructive se impun cu necesitate în urma încercării prototipului de redresor. Astfel, după ce inițial contactele aveau o cursă de 12 mm, din care cauză rezultă o uzură și o încălzire excesivă a contactelor, s-a modificat cursa la 6 mm, ajungîndu-se la concluzia că o cursă de 2 mm este cu totul satisfăcătoare. La o cursă de 2 mm viteza și accelerația contactului mobil este mult mai mică și deci contactul se va uza mai puțin. De asemenea, se impune micșorarea masei contactului mobil, care s-a executat din bronz, argintul necesar contactului electric turnîndu-se în niște locașuri practicate în piesa de bronz. Ulterior s-a încercat un contact mobil din duraluminium, cu piese de argint pentru contact nituite. Cu acest contact cu masa aproximativ de două ori mai mică s-au înlăturat chiar la cursa actuală de 6 mm orice oscilații ale contactului.

O altă îmbunătățire a instalației actuale ar aduce-o trecerea la o schemă hexafazată în punte și, de asemenea utilizarea unui transformator de alimentare cu dispersiuni foarte mici și a unui motor de antrenare adecvat (motor sincron reactiv).

III. COMPARAȚIA CU GRUPUL MOTOR-GENERATOR

Dacă nu este permisă o comparație între redresorul mecanic construit cu materiale feromagnetice obișnuite și cel folosind materiale speciale, pentru că atît ca performanțe și durată de funcționare, cît și ca investiții, ultimul este în avantaj net, ne putem permite totuși a face o comparație numai calitativă, cu grupul motor asincron-generator de curent continuu de putere mijlocie (10—200 kW). Pentru comparație s-a ales puterea limită de aproximativ 200 kW, care este impusă de faptul că pentru materialul obișnuit, la un curent de treaptă de 6—10 A (care cu mijloacele auxiliare amintite poate fi întrerupt fără arc) curentul maxim de sarcină permis de redresor este de aproximativ 700—900 A. Ținînd seama că tensiunile normale la instalațiile de putere mijlocie sînt de 24—400 V rezultă că într-adevăr ne putem permite o comparație numai în limitele de putere de 10—200 kW.

Grupul de mașini folosite pentru obținerea curentului continuu (în ipoteza avantajoasă grupului că nu se folosește un transformator de alimentare, grupul fiind alimentat de la rețea) este depășit, din punctul de vedere al investițiilor, de redresorul mecanic cu materiale obișnuite. Într-adevăr, prețul de cost al transformatorului de alimentare al redresorului este sigur mai mic decît al motorului asincron de antrenare de aceeași putere aparentă absorbită. Pe de altă parte partea mecanică și bobinele de comutație ale redresorului vor costa mai puțin decît un generator de curent continuu de aceeași, putere utilă. Instalațiile auxiliare de automatizare și reglaj le considerăm apropiate ca preț la ambele instalații.

Din punctul de vedere al siguranței și al continuității funcționării dispozitivului de contacte al redresorului nu este cu nimic inferior colectorului și sistemului de perii ale generatorului de curent continuu.

Din punctul de vedere al randamentului, remarcăm că pierderile transformatorului vor fi evident mai mici decît ale motorului asincron, iar pierderile în bobinele de comutație, în motorul de antrenare și partea mecanică a redresorului, vor fi de asemenea mai mici decît ale generatorului de curent continuu.

Cît privește volumul ocupat de fiecare din cele două instalații, redresorul mecanic va ocupa evident un volum mai mic.

О МЕХАНИЧЕСКОМ ВЫПРЯМИТЕЛЕ ИЗ ФЕРРОМАГНИТНЫХ МАТЕРИАЛОВ НИЗШЕГО КАЧЕСТВА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе приводится сводка теоретических и экспериментальных результатов, полученных авторами при исследовании механического выпрямителя.

В первой части работы дается теоретическое описание работы механического выпрямителя и указывается влияние качеств магнитного материала, идущего на изготовление коммутационных катушек. Устанавливаются соотношения, позволяющие определить максимальную нагрузочную емкость механического выпрямителя в зависимости от качеств использованного магнитного материала.

Во второй части работы описывается опытная установка и достигнутые результаты при использовании местных материалов.

В конце работы механический выпрямитель сравнивается с преобразовывающими группами двигатель-генератор.

CONSIDÉRATIONS THÉORIQUES ET EXPÉRIMENTALES SUR LE REDRESSEUR MÉCANIQUE CONSTRUIT AVEC UN MATÉRIEL FERROMAGNÉTIQUE INFÉRIEUR

(RÉSUMÉ)

Les auteurs présentent dans ce travail une synthèse des résultats théoriques et expérimentaux, obtenus par eux dans l'étude d'un redresseur mécanique.

Dans la première partie du travail, on fait une présentation théorique du fonctionnement du redresseur mécanique, mettant en évidence l'influence des qualités du matériel magnétique utilisé à la confection des bobines de commutation. On établit les relations qui permettent d'apprécier la capacité de charge maximum du redresseur mécanique, en fonction des qualités du matériel magnétique utilisé.

Dans la seconde partie du travail, on décrit l'installation expérimentale et les résultats auxquels on est parvenu en faisant usage de matériel magnétique indigène.

On conclut par une comparaison entre le redresseur mécanique et les groupes convertisseurs moteur-générateur.

BIBLIOGRAFIE

1. F. Koppelmann, *Der Kontaktumformer*. Elektrotechnische, Zeitschrift, 1941, anul 62, caietul 1.
2. * * * *Convertisseurs à contacts*. Revue Brown Bovery, 1950, t. XXXVII, nr. 12.
3. A. Goldstein, *Kontaktumformer mit Schaltdrosseln* (teză). Școala politehnică federală, Zurich.
4. G. Tolstov, Kontaktnîie preobrazovateli, IAN. SSSR, Moscova, 1953.

DETERMINAREA FORMEI DE UNDĂ A UNUI GENERATOR DE IMPULS PENTRU SARCINI REZISTIVE NELINIARE

DE

FLORIN STĂNCIULESCU

Introducerea elementelor care prezintă fenomenul de neliniaritate în schemele electrice pune o serie de probleme foarte importante. În special, introducerea acestora în tehnica tensiunilor înalte și succesele obținute sub aspectul practic necesită abordarea unor probleme noi de mare utilitate.

Este știut că generatorul de impuls a apărut ca un instrument prețios pentru cercetările de laborator în domeniul undelor de impuls de înaltă tensiune [1]. Atît schema primordială, cît mai ales schemele perfecționate, au permis cercetarea comportării la impuls a aparatajului electric [2], [3] și studierea eficacității mijloacelor de izolație, protecție și înregistrare.

Aparatele de protecție moderne împotriva supratensiunilor (descărcătoare) utilizează elemente ca vilit sau thyrit, materiale semiconductoare cu proprietăți remarcabile și cu un caracter neliniar foarte pronunțat, caracteristica lor tensiune-curent putîndu-se exprima prin relația [4]

$$u = Ki^{\alpha}. \tag{1}$$

Neliniaritatea caracteristicii, care este foarte utilă în diferitele aplicații, îngreunează însă calculele. Acolo unde în regimul liniar se obțineau relații simple, intuitive, se obțin acum relații complicate; de multe ori rezolvarea matematică (ca integrarea ecuațiilor diferențiale) devine extrem de dificilă datorită caracterului neliniar al ecuațiilor. Dar rezolvarea matematică a circuitelor cu elemente neliniare și în special găsirea curentului sau tensiunii, ajută la înțelegerea multor fenomene care altfel scapă înțelegerii noastre.

Încercările efectuate în diverse laboratoare au conclus în definitiv la forme de unde normale, standardizate. O astfel de undă, căreia i se

definește durata frunții, durata de semiamplitudine și valoarea maximă, poate fi influențată mult de neliniaritatea sarcinii. Predeterminarea prin calcul a formei undei de curent și de tensiune a unui generator de impuls cu sarcină neliniară se va realiza prin găsirea unei expresii matematice pentru undă.

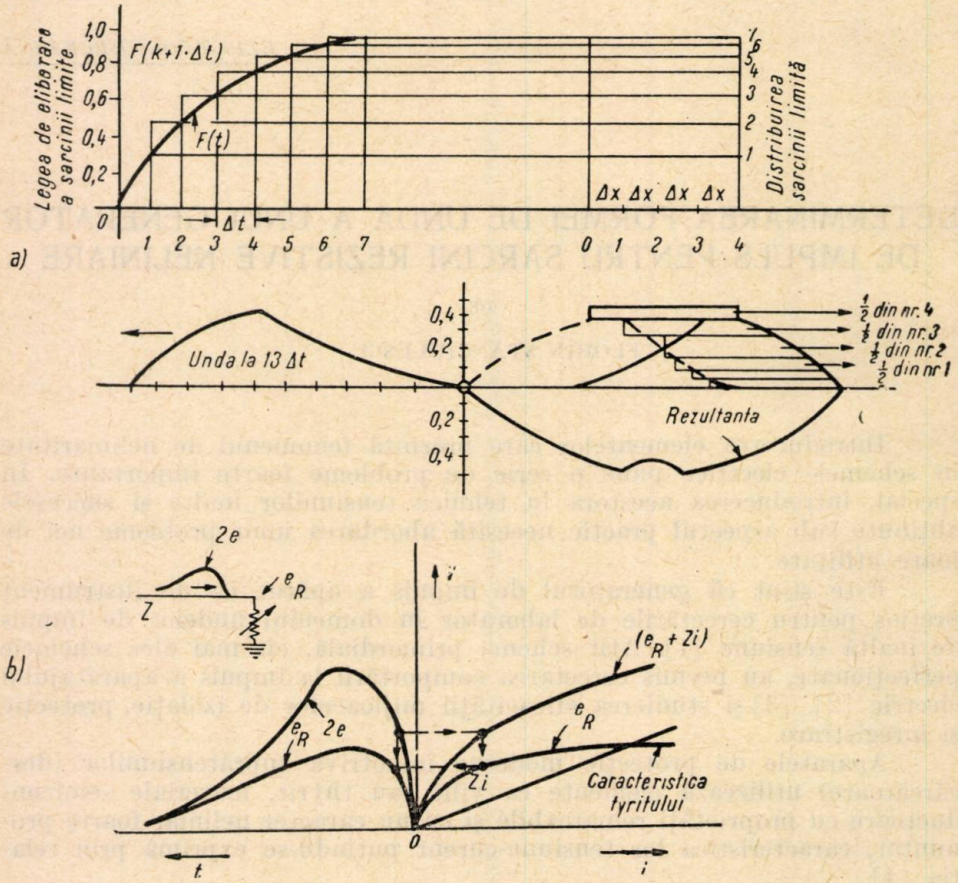


Fig. 1. — Metoda grafică pentru determinarea undei:
a) unda călătoare; *b*) unda pe rezistența neliniară.

Este adevărat că descoperirea și utilizarea oscilografului catodic de către D u f o u r și R o g o w s k i permite înregistrarea formei undei, cu anumite aproximații. De asemenea, unii autori străini dau [4], [5] o metodă de integrare grafică pentru unda de tensiune atunci cînd se cunoaște caracteristica tensiune-curent.

În cele ce urmează se redă succint metoda grafică întrebuințată de L. V. B e w l e y [4] pentru determinarea undei reale pe descărcătoarele cu rezistență neliniară. Principiul acestei metode este redat în figura 1 *a* și *b*.

Metoda se bazează pe relația

$$2e = e_R + Zi, \tag{2}$$

unde $2e$ reprezintă unda călătoare, e_R unda pe rezistența neliniară, Z impedanța liniei, iar i curentul de trăznet.

În principiu este deci vorba de separarea grafică a funcției

$$e_R = f(t)$$

cînd se cunoaşte alura lui $2e = f(t)$ şi $(e_R + Zi) = f(i)$.

De la început trebuie remarcat că metoda grafică de determinare a undei pe rezistența neliniară este de fapt o dublă metodă grafică (aplicarea ei comportînd în prealabil determinarea alurei undei călătoare) şi în plus, nu dă nici un indiciu asupra parametrilor undei şi rezistenței neliniare.

Predeterminarea prin calcul a formei undei ne dă o imagine a parametrilor acesteia şi a felului solicitărilor pe care ea le va produce în aparatul de încercat [6], [7], [8].

1. ASPECTE FIZICE ALE PROBLEMEI

Necesitatea reproducerii în laborator a descărcărilor electrice de înaltă tensiune şi de mare putere (în speță a descărcărilor electrice atmosferice) a implicat apariția generatorului de impuls. Este cunoscută problema calculului parametrilor generatorului şi a predeterminării prin

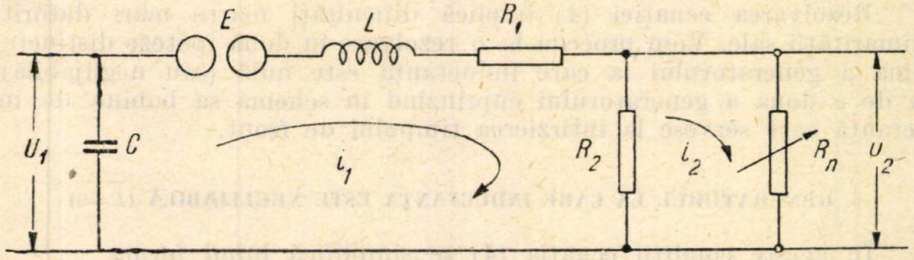


Fig. 2. — Schema de principiu a unui generator de impuls cu sarcină rezistivă neliniară.

calcul a formei undei generate, în cazul unei sarcini liniare (sau cvasiliniare), de pildă R, L şi C sau combinații ale acestora [2], [3].

Neliniaritatea sarcinii complică calculele, dar utilizarea elementelor neliniare în aparatele de protecție cere ca problema să fie totuşi rezolvată.

Schema de principiu a generatorului se prezintă ca a unui generator clasic, a cărui sarcină este însă neliniară. În figura 2 această sarcină este concretizată printr-o rezistență neliniară despre a cărei structură şi caracteristici generale am mai avut ocazia să vorbim [8]. Schema reală a generatorului de impuls este o succesiune finită de cuadripoli în π, similar celor din figura 2, numărul de etaje (cuadripoli) fiind funcție

de tensiunea, respectiv curentul maxim urmărit. Toate considerațiile vor fi prin urmare stabilite pe schema de principiu și vor rămîne valabile — din considerente ușor de văzut — și pentru schema reală.

2. PUNEREA PROBLEMEI ÎN ECUAȚIE

Aplicarea teoremei a doua a lui Kirchhoff conduce la sistemul de ecuații

$$\left.\begin{aligned} &\frac{1}{C}\int_0^t i_1\,\mathrm{d}t + L\frac{\mathrm{d}i_1}{\mathrm{d}t} + R_1 i_1 + R_2 i_2 - R_2 i_2 = U_1, \\ &K i_2^{\alpha} + R_2 i_2 - R_2 i_1 = 0. \end{aligned}\right\} \tag{3}$$

Expresia Ki_2^{α} reprezintă căderea de tensiune în sarcina neliniară, considerată rezistivă. Am notat cu K constanta rezistenței neliniare *) și cu α coeficientul de neliniaritate.

Interesează expresia undei de impuls de curent i_2 și expresia undei de impuls de tensiune u_2.

După eliminarea lui i_1 între ecuațiile sistemului (3), rezultă

$$(K\alpha i_2^{\alpha-1} + R_2)\frac{\mathrm{d}^2 i_2}{\mathrm{d}t^2} + K\alpha(\alpha-1)i_2^{\alpha-2}\left(\frac{\mathrm{d}i_2}{\mathrm{d}t}\right)^2 +$$

$$+\frac{1}{L}\left[(R_1+R_2)K\alpha i_2^{\alpha-1} + R_1R_2\right]\frac{\mathrm{d}i_2}{\mathrm{d}t} + \frac{1}{CL}(Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2) = 0, \tag{4}$$

Rezolvarea ecuației (4) implică dificultăți foarte mari datorită neliniarității sale. Vom proceda la o rezolvare în două ipoteze distincte: prima a generatorului la care inductanța este nulă (sau neglijabilă); cea de a doua a generatorului cuprinzînd în schema sa bobine de inductanță care servesc la întîrzierea timpului de front.

3. GENERATORUL LA CARE INDUCTANȚA ESTE NEGLIJABILĂ ($L=0$)

În aceste condiții ecuația (4) se simplifică luînd forma

$$\left[(R_1+R_2)K\alpha i_2^{\alpha-1} + R_1R_2\right]\frac{\mathrm{d}i_2}{\mathrm{d}t} + \frac{1}{C}(Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2) = 0. \tag{5}$$

Observăm că ecuația s-a simplificat substanțial, iar rezolvarea ei este acum posibilă prin mijloace clasice. Într-adevăr, după separarea variabilelor din ecuația (5) obținem

$$-\mathrm{d}t = C(R_1+R_2)\frac{K\alpha i_2^{\alpha-1} + \dfrac{R_1R_2}{R_1+R_2}}{Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2}\mathrm{d}i_2. \tag{6}$$

*) În general, aceasta se simbolizează prin C, dar în cazul de față se impune această notație pentru înlăturarea confuziilor.

Notăm

$$C(R_1 + R_2) = T. \tag{7}$$

Dacă adunăm și scădem în același timp pe R_2 la numitor, se obține prin integrare

$$-\frac{t}{T} = \int_0^{i_2} \frac{K\alpha i_2^{\alpha-1} + R_2}{Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2}\,di_2 - \frac{R_2^2}{R_1 + R_2}\int_0^{i_2} \frac{di_2}{Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2}. \tag{8}$$

Prima integrală din membrul doi se rezolvă imediat; a doua se rezolvă și ea ușor multiplicînd cu $(1 - \alpha)\, R_2 i_2^{-\alpha}$. Rezultă

$$-\frac{t}{T} = \ln (Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2) - \frac{R_2}{(R_1 + R_2)(1 - \alpha)} \ln (R_2 i_2^{1-\alpha} + K) + C'. \tag{9}$$

Pentru determinarea constantei de integrare C' amintim că valoarea instantanee a rezistenței variabile (neliniare) depinde de tensiunea aplicată după curba redată în figura 3.

Dacă tensiunea la $t=0$ nu este suficient de mare pentru a putea neglija pe R_{n0} trebuie scris

$$i_{20} = \frac{U_1}{R_1 + \dfrac{R_2 R_{n0}}{R_2 + R_{n0}}} = i_0. \tag{10}$$

Introducînd în (9) obținem

$$C' = -\ln (Ki_0^{\alpha} + R_2 i_0) + \frac{R_2}{(R_1 + R_2)(1 - \alpha)} \ln (R_2 i_0^{1-\alpha} + K). \tag{11}$$

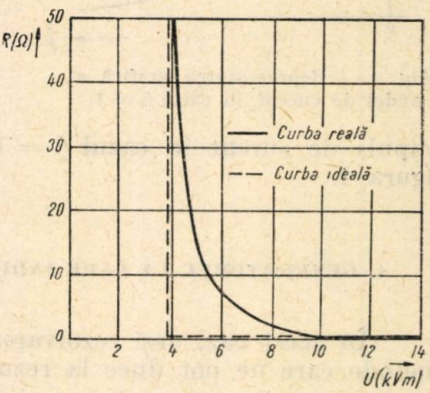


Fig. 3. — Variația rezistenței unui element neliniar în funcție de tensiunea aplicată (după Revue BBC, decembrie 1940).

Rezultă

$$-\frac{t}{T} = \left[1 - \frac{R_2}{(R_1 + R_2)(1 - \alpha)}\right] \ln \frac{Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2}{Ki_0^{\alpha} + R_2 i_0} + \frac{R_2}{(R_1 + R_2)(1 - \alpha)} \ln \frac{Ki_2^{\alpha}}{Ki_0^{\alpha}}. \tag{12}$$

Punînd acum

$$\beta = \frac{R_2}{(R_1 + R_2)(1 - \alpha)},$$

relația (12) se poate scrie

$$i_2^{\alpha\beta} (Ki_2^{\alpha} + R_2 i_2)^{1-\beta} = U_0\, e^{-\frac{t}{T}}, \tag{13}$$

unde $U_0 = \text{const.}$

Din punct de vedere analitic relația (13) reprezintă o suprafață. Explicitarea ei este dificilă, dar este sigur că soluțiile trebuie căutate printre funcțiile de forma membrului doi al ecuației.

Discuție. În unele cazuri particulare, soluția se găsește însă ușor. Unul dintre acestea este cazul $\beta = 1$, care duce la

$$\frac{R_1}{R_2} = \frac{1}{1-\alpha}. \tag{14}$$

Acest caz extrem poate apare în decursul unor aplicații practice, privind încercarea în laborator a rezistențelor neliniare.

În această ipoteză se poate scrie

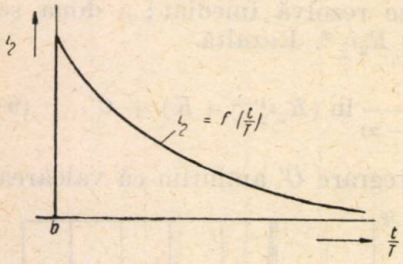


Fig. 4. — Reprezentarea grafică a undei de curent, în cazul $\beta = 1$.

$$i_2 = i_0 e^{-\frac{t}{\alpha T}}, \tag{15}$$

$$u_2 = K i_0^{\alpha} e^{-\frac{t}{T}}. \tag{16}$$

Ecuația (15) reprezentînd unda de impuls de curent în cazul $\beta = 1$ își găsește reprezentarea grafică în figura 4.

4. GENERATORUL LA CARE INDUCTANȚA NU ESTE NEGLIJABILĂ ($L \neq 0$)

În acest caz, deși rezolvarea ecuației (4) se complică, există două metode care ne pot duce la rezultat.

4.1. Metoda aproximațiilor succesive

Să punem ecuația (4) sub forma

$$F_1 \frac{d^2 i_2}{dt^2} + F_2 \left(\frac{di_2}{dt}\right)^2 + F_3 \frac{di_2}{dt} + F_4 = 0, \tag{17}$$

unde F_1 etc., sînt funcții neliniare de i_2. Dacă introducem notația

$$\frac{di_2}{dt} = v \rightarrow \frac{d^2 i_2}{dt^2} = \frac{dv}{dt}$$

și implicit

$$i_2 = \int_0^t v\,dt + C, \text{ (unde } C = 0, \text{ deoarece la } t = 0 \text{ avem și } i_2 = 0)$$

rezultă sistemul:

$$\begin{cases} \dfrac{dv}{dt} = -\dfrac{F_2}{F_1} v^2 - \dfrac{F_3}{F_1} v - \dfrac{F_4}{F_1}, \\ \dfrac{di_2}{dt} = v \end{cases} \tag{18}$$

căruia i se poate aplica metoda de iterație a lui Picard*) cunoscută sub numele de metoda aproximațiilor succesive [8]. Pentru aceasta integrăm prima relație (18) și obținem

$$v = v_0 - \int_0^t \left(\frac{F_2}{F_1} v^2 + \frac{F_3}{F_1} v + \frac{F_4}{F_1} \right) dt. \tag{19}$$

Pornind de la o soluție aproximativă a ecuației, pentru care

$$i_{21} = i_0 \rightarrow v_1 = v_0 = 0.$$

a doua aproximație pentru v este

$$v_2 = -\int_0^t \frac{F_4}{F_1} dt = At$$

unde

$$A = -\frac{F_4(i_0)}{F_1(i_0)} = -\frac{Ki_0^\alpha + R_2 i_0}{CL(K\alpha i_0^{\alpha-1} + R_2)}.$$

Rezultă deci

$$i_{22} = \int_0^t v_2 dt = \frac{1}{2} At^2 = Bt^2. \tag{20}$$

A treia aproximație este

$$v_3 = -\int_0^t \frac{K\alpha(\alpha-1)\, B^{\alpha-2} t^{2(\alpha-2)}}{K\alpha B^{\alpha-1} t^{2(\alpha-1)} + R_2} A^2 t^2 dt -$$

$$-\int_0^t \frac{(R_1 + R_2) K\alpha B^{\alpha-1} t^{2(\alpha-1)} + R_1 R_2}{L(K\alpha B^{\alpha-1} t^{2(\alpha-1)} + R_2)} At\, dt -$$

$$-\int_0^t \frac{KB^\alpha t^{2\alpha} + R_2 Bt^2}{CL(K\alpha B^{\alpha-1} t^{2(\alpha-1)} + R_2)} dt.$$

*) Metoda aproximațiilor succesive poate fi aplicată întrucît funcția din membrul doi al primei ecuații (18) satisface condițiilor impuse și anume:
— este continuă în raport cu t
— este mărginită
— satisface condiția lui Lipschitz în raport cu v.
În aceste condiții aproximațiile succesive converg către soluția ecuației diferențiale.

Rezolvarea integralelor de mai sus implică dificultăți; de aceea, pentru rezolvarea lor vom neglija pe α la exponent, ținînd seama că la rezistențele neliniare de acest gen

$$\alpha \ll 1.$$

Rezultă deci, cu o notație simplificată,

$$v_3 = K_1 \int_0^t \frac{1}{a + bt^2}\,\mathrm{d}t + K_2 \int_0^t \frac{t + ct^3}{1 + dt^2}\,\mathrm{d}t + K_3 \int_0^t \frac{t^2 + et^4}{1 + ft^2}\,\mathrm{d}t,$$

care conduce la

$$v_3 = \frac{K_1}{\sqrt{ba}} \operatorname{arc\,tg}\, t\sqrt{\frac{b}{a}} + K_2\left[\frac{c}{2d}\, t^2 + \frac{d-c}{2d^2} \ln (1 + dt^2)\right] +$$

$$+ K_3\left[\frac{e}{3f}\, t^3 + \left(f - \frac{e}{f^2}\right)(t - \operatorname{arc\,tg}\, t\sqrt{f})\right].$$

Trecînd acum la i_2 prin intermediul relației

$$i_{23} = \int_0^t v_3\,\mathrm{d}t, \tag{21}$$

se găsește

$$i_{23} = \frac{K_1}{\sqrt{ab}}\left[t\sqrt{\frac{b}{a}} \operatorname{arc\,tg}\, t\sqrt{\frac{b}{a}} - \frac{1}{2} \ln\left(1 + \frac{b}{a}\, t^2\right)\right] + K_2\left[\frac{c}{6d}\, t^3 +\right.$$

$$\left. + \frac{d-c}{2d^2\sqrt{d}}\left[t \ln (1 + dt^2) - 2t + \frac{2}{\sqrt{d}} \operatorname{arc\,tg}\, t\sqrt{d}\right]\right] +$$

$$+ K_3\left\{\frac{e}{12f}\, t^4 + \left(f - \frac{e}{f_2}\right)\left[\frac{1}{2}\, t^2 - \left(t\sqrt{f} \operatorname{arc\,tg}\, t\sqrt{f} - \frac{1}{2} \ln (1 + ft^2)\right)\right]\right\}. \tag{22}$$

Mai departe însă, construirea șirului de aproximații succesive se complică foarte mult și de aceea trebuie să ne mulțumim cu expresia (22).

4.2. Metoda liniarizării caracteristicii neliniare

Putem da o soluție aproximativă destul de exactă dacă descompunem caracteristica tensiune-curent a rezistenței neliniare în două subcaracteristici liniare. Să amintim că dacă

$$u = Ki^{\alpha}$$

este ecuația analitică a caracteristicii, panta tangentei într-un punct (rezistența dinamică) se scrie, conform cu figura 5,

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}i} = \operatorname{tg}\,\theta = K\alpha i^{\alpha-1}.$$

Pe de altă parte, expresia rezistenței ohmice într-un punct oarecare*) (rezistența statică) se scrie, ținînd seama de relația precedentă,

$$r = \frac{u}{i} = Ki^{\alpha-1} = \frac{tg\theta}{\alpha}.$$

În acest caz vom putea scrie

$$u_2 = R'i_2 \quad \text{pentru} \quad i_2 = 0 \div I',$$
$$u_2 = R''i_2 + U' \quad \text{pentru} \quad i_2 = I' \div I''$$

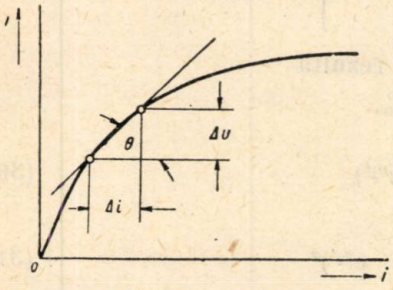


Fig. 5. — Caracteristica tensiune-curent a unei rezistențe neliniare.

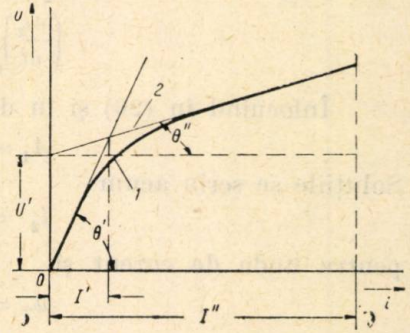


Fig. 6. — Caracteristica reală și caracteristica ideală a unei rezistențe neliniare.

unde, conform cu figura 6, rezultă

$$\left.\begin{aligned} R' &= \frac{tg\theta'}{\alpha}, \\ R'' &= \frac{tg\theta''}{\alpha}. \end{aligned}\right\} \tag{23}$$

Scriem ecuația (4) punînd $K = R'$ și $\alpha = 1$ în primul caz, respectiv $K = R''$ și $\alpha = 1$, în al doilea caz. Se obține

$$\frac{d^2i_2}{dt^2} + \frac{1}{L}\left[R_1 + \frac{R'R_2}{R' + R_2}\right]\frac{di_2}{dt} + \frac{1}{CL}\, i_2 = 0, \tag{24}$$

$$\frac{d^2i_2}{dt^2} + \frac{1}{L}\left[R_1 + \frac{R''R_2}{R'' + R_2}\right]\frac{di_2}{dt} + \frac{1}{CL}\, i_2 = -\frac{U'}{CL(R'' + R_2)}. \tag{25}$$

Ecuațiile (24) și (25) fiind liniare și cu coeficienți constanți, se integrează după metode cunoscute. Ecuațiile (24) și (25) dau pentru i_2 respectiv valorile

$$i_2 = A_1 e^{p_1 t} + B_1 e^{p_2 t}, \tag{26}$$

$$i_2 = A_2 e^{p_3 t} + B_2 e^{p_4 t} - \frac{U'}{R'' + R_2}, \tag{27}$$

*) Rezistența ohmică a unei rezistențe neliniare neputîndu-se defini univoc, se definește o rezistență ohmică de punct (statică).

unde $p_{1,2}$ și $p_{3,4}$ sînt rădăcinile ecuației caracteristice

$$p^2 + \frac{1}{L}\left[R_1 + \frac{RR_2}{R+R_2}\right] p + \frac{1}{CL} = 0, \tag{28}$$

în care R ia valoarea R' pentru ecuația (24) și R'' pentru ecuația (25).

Determinarea constantelor pentru ecuația (24) — constante pe care le vom nota cu A_1 și B_1 — se face punînd condițiile

$$\left.\begin{aligned} i_2(0) &= 0, \\ \left(\frac{\mathrm{d}i_2}{\mathrm{d}t}\right)_{t=0} &= -\frac{U_1}{L}. \end{aligned}\right\} \tag{29}$$

Înlocuind în (26) și în derivata sa, rezultă

$$A_1 = -B_1 = i'_0.$$

Soluțiile se scriu acum

$$i_2 = i'_0 (\mathrm{e}^{p_1 t} - \mathrm{e}^{p_2 t}) \tag{30}$$

pentru unda de curent și

$$u_2 = K i'^{\alpha}_0 (\mathrm{e}^{p_1 t} - \mathrm{e}^{p_2 t})^{\alpha} \tag{31}$$

pentru unda de tensiune.

Discuție. Soluțiile reale se obțin înlocuind în expresia (28) pe R cu R'. Pentru ca soluția obținută să reprezinte o undă de impuls aperiodică, este necesar și suficient ca

$$R_1 + \frac{R'R_2}{R'+R_2} > 2\sqrt{\frac{L}{C}}, \tag{32}$$

condiție determinată scriind că discriminantul ecuației caracteristice este mai mare ca zero.

Determinarea constantelor pentru ecuația (25) se face dacă punem condiția ca ecuația amintită să satisfacă relațiile

$$\left.\begin{aligned} i_2 &= 0 \qquad \text{pentru } t = 0, \\ i_{21} = i_{22} &= I' \text{ pentru } t = t_1, \end{aligned}\right\} \tag{33}$$

t_1 fiind timpul la care curentul atinge valoarea I'. Am notat cu i_{21} și i_{22} valorile curentului rezultat din cele două ecuații ($t = t_1$). Rezultă

$$A_2 = \frac{I' + \dfrac{U''}{R''+R_2}(1 - \mathrm{e}^{p_4 t_1})}{\mathrm{e}^{p_3 t_1} - \mathrm{e}^{p_4 t_1}},$$

$$B_2 = \frac{I' + \dfrac{U''}{R''+R_2}(1 - \mathrm{e}^{p_3 t_1})}{\mathrm{e}^{p_3 t_1} - \mathrm{e}^{p_4 t_1}}. \tag{34}$$

Dacă R_2 este foarte mare ($R_2 = \infty$), atunci

$$A_2 = -B_2 = \frac{I'}{e^{p_3 t_1} - e^{p_4 t_1}} = i_0'' \tag{35}$$

și deci

$$i_2 = i_0'' (e^{p_3 t} - e^{p_4 t}). \tag{36}$$

Soluția generală pentru unda de curent a fost scrisă anterior o dată cu ecuația (27). Pentru unda de tensiune vom scrie

$$u_2 = i_0''^{\alpha} (e^{p_3 t} - e^{p_4 t})^{\alpha} + u'. \tag{37}$$

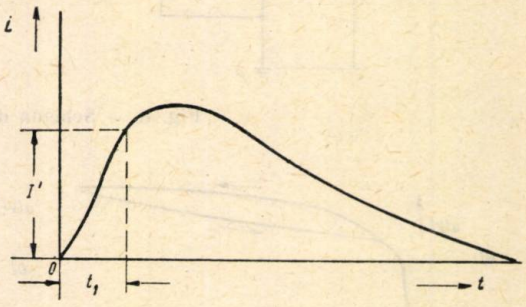


Fig. 7. — Alura undei de impuls de curent.

Discuție. Pentru a obține soluțiile definitive, este necesar ca în expresiile (36) și (37) să introducem valorile numerice ale lui p_3 și p_4.

Forma finală a undei de impuls se obține prin conectarea celor două unde obținute : de la $t = 0$ pînă la $t = t_1$ forma curbei este dată de relația (30), iar de la $t = t_1$ înainte forma curbei este dată de relația (36).

În figura 7 se redă modul de conectare a celor două curbe ; pentru unda de impuls de tensiune se procedează la fel, folosindu-se însă relațiile (31) și (37).

5. VERIFICAREA EXPERIMENTALĂ

Verificarea experimentală a relațiilor obținute prin calcule a fost efectuată la stația de impulsuri de curent a ICET, schema de încercare fiind cea din figura 8.

Datele de calcul au fost următoarele (fig. 2) :

$$R_1 = 2{,}92\ \Omega,$$
$$R_2 = 12{,}10\ \Omega$$
$$L = 1{,}48 \cdot 10^{-5}\ \text{H},$$
$$C = 4{,}8\ \mu F,$$
$$U_1 = 14\ kV.$$

La calculul rezistențelor ohmice s-a ținut seama de creșterea rezistenței prin efectul pelicular (după formulele uzuale, de aproximativ 2,5 ori). În cursul experimentării R_2 a fost deconectată, astfel încît în calcule se va considera $R_2 = \infty$.

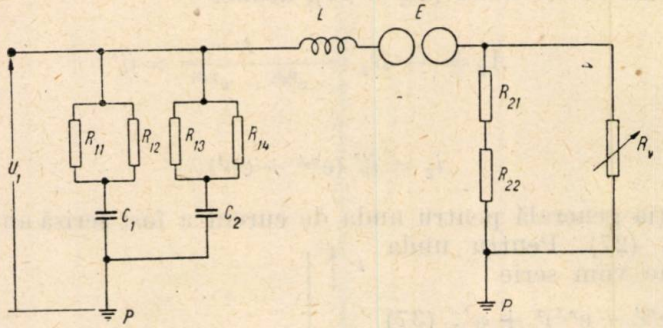


Fig. 8. — Schema de încercare.

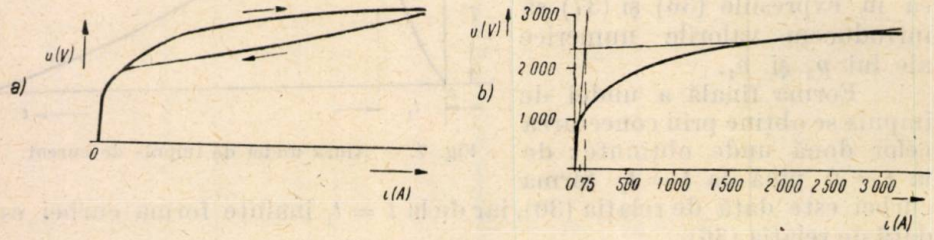
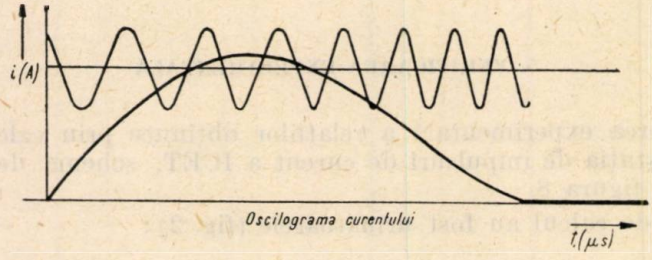


Fig. 9. — Caracteristica tensiune-curent:
a) oscilografiată; b) teoretică.



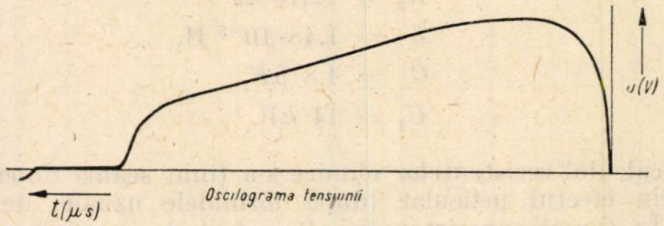


Fig. 10. — Oscilograma curentului și tensiunii pe rezistența neliniară
Scara: pentru curent, 1 mm = 100 A; pentru tensiune, 1 mm = 85 V.

Pentru sarcina neliniară s-a obținut caracteristica $u = f_{(i)}$ din figura 9, *a*, care a permis să se determine

$$K = 560,$$

și

$$\alpha = 0{,}19;$$

aceasta a dat posibilitatea ridicării caracteristicii teoretice din figura 9 *b* și determinarea rezistențelor R' și R''.
S-a dedus astfel

$$R' = 41{,}4\ \Omega,$$

$$R'' = 1{,}25\ \Omega.$$

După relația (28)

$$p_1 = -0{,}0474 \cdot 10^5,$$

$$p_2 = -29{,}2 \cdot 10^5,$$

$$p_3 = -0{,}645 \cdot 10^5,$$

$$p_4 = -2{,}170 \cdot 10^5,$$

și cum $i'_0 = 316$, rezultă

$$i'_2 = 316\ (e^{-0{,}0474 \cdot 10^5 t} - e^{-29{,}9 \cdot 10^5 t}). \tag{38}$$

Din diagrama din figura 9 *b* se deduce

$$I' = 75\ \text{A} \rightarrow t_1 = 0{,}091 \cdot 10^{-6}\ \text{s}.$$

Cum $i''_0 = 6830$, rezultă

$$i''_2 = 6830\ (e^{-0{,}645 \cdot 10^5 t} - e^{-2{,}17 \cdot 10^5 t}). \tag{39}$$

În figura 10 este redată oscilograma curentului și a tensiunii pe rezistența neliniară.

Comparația între valorile intensității curentului măsurate I_m pe oscilogramă (baza de timp : 200 kHz) și valorile calculate I_c pentru curentul i_2 dă situația din tabelul următor :

$t\,(s)$	$I_m\,(A)$	$I_c\,(\text{A})$	$\varepsilon\,\%$
$5 \cdot 10^{-6}$	2 200	2 300	+ 4,5
$10 \cdot 10^{-6}$	2 900	2 800	− 3,4
$20 \cdot 10^{-6}$	2 050	1 850	− 9,7

6. INTERPRETAREA REZULTATELOR

Aceasta înseamnă a vedea influența mărimilor K și α asupra formei undei și a parametrilor optimi ai descărcătorilor.

Astfel relațiile (23) ne arată că atunci cînd α crește, R' și R'' scad, ceea ce poate duce la schimbarea caracterului aperiodic al undei, care poate deveni oscilatorie, după cum se vede din relația (32).

În privința influenței mărimilor K și α asupra parametrilor descărcătorilor cu rezistență variabilă, se pot spune următoarele :

— Tensiunea reziduală, care se confundă cu tensiunea pe rezistența variabilă și care este dată de relațiile (31) și (37) crește odată cu K și α. Cum corelația dintre K și α este mai complexă, în sensul că scăderea lui α atrage creșterea lui K, reiese că pentru a avea o tensiune reziduală cît mai mică este necesar să se obțină materiale semiconductoare cu un K cît mai mic la un α dat.

— Energia dezvoltată de undele de impuls în rezistențele neliniare

$$W = \int_0^t ui \, dt, \tag{40}$$

depinde direct de K și α. Într-adevăr, așa cum am arătat în [8], pentru o undă de forma

$$I = I_0 (e^{-at} - e^{-mat}) \tag{41}$$

se găsește

$$W = \frac{K I_0}{a} \left[\frac{1}{1+\alpha} - \frac{1+\alpha}{m+\alpha} + \frac{(1+\alpha)\alpha}{2(2m+\alpha-1)} \right], \quad [\text{Ws}] \tag{42}$$

Formula permite calculul rapid al energiei termice, cînd se cunosc parametrii undei. Menționăm că acest calcul se poate face și grafic (cînd dispunem de oscilograma curentului și tensiunii). Dar în timp ce calculul analitic durează maximum 10′, cel grafic durează aproximativ 45′ ÷ 60′ (experiență proprie).

Formula de mai sus arată că, pentru ca energia termică dezvoltată să fie minimă, K și α trebuie să fie cît mai mici.

— Străpungerea rezistențelor neliniare fiind de natură termică, studiul încălzirii acestora apare ca o preocupare naturală. Cum pe de altă parte ea este legată direct de energia termică, concluziile în privința lui K și α rămîn aceleași .

În consecință, se pot concretiza astfel avantajele metodei propuse față de cea grafică :

1. Rapiditatea în găsirea soluției. Într-adevăr, fiind dată expresia analitică a undei, găsirea soluției într-un caz concret se reduce la înlocuirea în această expresie a unor cifre de experiență, în timp ce metoda grafică înseamnă construirea diagramelor din figura 1.

2. Precizie în determinare. Din tabel a reieșit că eroarea de determinare medie este de aproximativ 4%, valoare în general mai bună decît cea rezultată din metoda grafică.

3. Studierea influenței lui K și α asupra formei undei și asupra parametrilor optimi ai descărcătorilor cu rezistență neliniară duce la concluzii importante de ordin practic. Metoda grafică nu permite acest studiu.

7. CONCLUZII

Predeterminarea formei undei a unui generator de impuls este posibilă şi în cazul unei sarcini neliniare. Pentru aceasta, este necesară cunoaşterea caracteristicii tensiune-curent a elementului neliniar, în cazul de faţă presupus a fi o rezistenţă neliniară.

Calculele sînt complexe şi evidenţiază încă o dată greutatea studiului circuitelor neliniare, dar şi posibilitatea rezolvării acestora cu o aproximaţie destul de bună şi în multe cazuri chiar cu rigurozitate matematică. Găsirea unor expresii matematice pentru unda generată — atît pentru cea de curent cît şi pentru cea de tensiune — permit calculul unor mărimi esenţiale pentru elementele neliniare (energie, tensiune reziduală etc.).

Se prevăd astfel perspectivele terminării stadiului pur empiric în domeniul electrotehnicii fenomenelor neliniare, al căror studiu este urmărit în prezent cu mult interes în publicaţiile de specialitate.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФОРМЫ ВОЛНЫ ГЕНЕРАТОРА ИМПУЛЬСОВ ДЛЯ НЕЛИНЕЙНЫХ НАГРУЗОК

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

После краткого введения в проблему, в котором выявляется необходимость расчетного определения формы волны генератора импульсов для нелинейных нагрузок, объясняется физическая сторона проблемы и устанавливаются основные уравнения эквивалентной цепи. Эти основные уравнения приводят к одному нелинейному уравнению второго порядка, решение которого приводится для двух случаев : первый случай для генератора без индуктивности, в котором математическое решение правильное, хотя уравнения нелинейные ; второй случай для генератора с индуктивностью. Здесь математическое решение усложнено нелинейными уравнениями, и поэтому было необходимо идеализировать вольт-амперную характеристику нагрузки. Это приводит к такой форме волны, которая хорошо совпадает с действительной волной генератора.

После некоторых замечаний и выводов показывается результат экспериментальных проверок и приводятся копии со снятых осциллограмм.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Графический метод определения волны : *a* — блуждающая волна ; *b* — волна на нелинейном сопротивлении.

Рис. 2. — Принципиальная схема импульсного генератора с нелинейной резистивной нагрузкой.

Рис. 3. — Изменения сопротивления нелинейного элемента в зависимости от сопротивления (по Revue BBC, декабрь 1940).

Рис. 4. — Графическое изображение волны тока в особом случае $\beta = 1$.

Рис. 5. — Характеристика напряжение—ток нелинейного сопротивления.

Рис. 6. — Действительная характеристика и идеальная характеристика нелинейного сопротивления.
Рис. 7. — Вид импульсной волны тока.
Рис. 8. — Схема испытания.
Рис. 9. — Характеристика напряжение—ток : *a* — осциллографированная ; *b* — теоретическая.
Рис. 10. — Осциллограмма тока и напряжения нагрузки.

DÉTERMINATION DE LA FORME D'ONDE D'UN GÉNÉRATEUR D'IMPULSION POUR CHARGES RÉSISTIVES NON LINÉAIRES

(RÉSUMÉ)

Après une courte présentation du problème, où l'on met en évidence la nécessité de prédéterminer par calcul la forme d'onde du générateur d'impulsion, dans le cas d'une charge non linéaire, on expose le problème physique et l'on établit les équations fondamentales du circuit équivalent. Ces équations fondamentales conduisent à une équation non linéaire du second ordre, dont la solution comporte deux hypothèses : la première est celle du générateur sans inductance, cas où la solution mathématique est rigoureuse, quoique les équations ne soient pas linéaires ; la seconde hypothèse est celle du générateur possédant de l'inductance. Dans ce cas, la solution mathématique est compliquée par les équations non linéaires qui interviennent et, pour cette raison, il a été nécessaire d'idéaliser la caractéristique tension-courant de la charge. Ceci conduit à une forme d'onde qui s'approche très bien de l'onde réelle du générateur.

Après une série d'observations et de conclusions, on indique les résultats des vérifications expérimentales et on joint les copies des oscillogrammes relevés.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Méthode graphique pour la détermination de l'onde : *a*) onde mobile ; *b*) onde sur résistance non-linéaire.
Fig. 2. — Schéma de principe d'un générateur d'impulsion à charge résistive non-linéaire.
Fig. 3. — Variation de la résistance d'un élément non-linéaire en fonction de la tension appliquée (Revue BBC, décembre 1940).
Fig. 4. — Représentation graphique de l'onde de courant dans le cas spécial $\beta = 1$.
Fig. 5. — Caractéristique tension-courant d'une résistance non-linéaire.
Fig. 6. — Caractéristique réelle et caractéristique idéale d'une résistance non-linéaire.
Fig. 7. — Allure de l'onde de choc de courant.
Fig. 8. — Schéma de l'essai.
Fig. 9. — Caractéristique tension-courant : *a*) à l'oscillographe ; *b*) théorique.
Fig. 10. — Oscillogramme du courant et de la tension de la charge.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Marx, *Hochspannung Praktikum*, Springer, Berlin, 1941.
2. L. I. Sirotinski, *Tehnica tensiunilor înalte*, Ed. energetică de stat, București, 1954.
3. A. Roth, *Hochspannungstechnik*. Springer, Viena, 1950.
4. L. V. Bewley, *Traveling waves on transmission systems*. F. Wiley, New York, 1933.
5. R. Rüdenberg, *Elektrische Schaltvorgänge*. Springer-Verlag, Berlin, 1953.
6. R. Răduleț, *Rechteckige Wanderwellen auf Übertragungsleitungen*. Bull. sc. Ec. polytechn. Timișoara, 1939, t. 9. nr. 3—4.
7. A. Avramescu, *Über die Berechnung der Wärmewirkung von Ausgleich und Überströmen*. Arch. Elektrotechn. 1941, t. 35; nr. 6 p. 344—53.
8. F. Stănciulescu, *Aspectul energetic al descărcărilor electrice prin rezistențe neliniare*, Electrotehnica, 1955, nr. 8. p. 308.
9. E. Picard., *Traité d'Analyse*, Paris, 1922—1928.

REACȚIA NEGATIVĂ LA WATTMETRELE ELECTRONICE ÎN PUNTE

NOTA II

DE

M. CEHAN-RACOVIȚĂ

1. În prima parte a acestei lucrări [1] am cercetat efectele unei reacții negative oarecare aplicată pe curentul fiecărui tub electronic în parte din schema wattmetrului în punte. Astfel, am stabilit că, contrar așteptărilor, comportarea schemei nu este întotdeauna ameliorată, în funcție de mărimea reacției, putînd avea loc fie o creștere, fie o scădere a preciziei. În cazul practic frecvent al unor reacții profunde, necesare micșorării derivei (alunecării nulului), efectul de înrăutățire este însă net și chiar intolerabil de accentuat. De aceea, atît datorită faptului că sensibilitatea scade în urma folosirii reacției negative, cît și datorită considerentului de mai sus, susținem că utilizarea acestui gen de reacție la wattmetrele în punte este nejustificată (cel puțin la reacții profunde).

În această a doua parte a lucrării vom studia efectele reacției negative introduse pe suma curenților tuburilor (reacție comună), reacție care se va dovedi avantajoasă față de cea de mai sus. Pe scurt, utilizarea reacției comune, sub rezerva anumitor măsuri de precauție, nu scade, în general, calitățile dinamice ale schemei, constituind astfel un mijloc adecvat pentru micșorarea derivei.

O reacție pe diferența curenților $i_2 - i_1$ nu prezintă interes din cauza sensibilității foarte scăzute.

2. Să luăm în studiu reacția pe suma curenților (fig. 1) și să vedem ce urmări are asupra ieșirii schemei

$$i_g = \alpha_2 i_2 - \alpha_1 i_1 \quad [1]. \tag{1}$$

Fie $i_1 = F_1(u_{t1})$ și $i_2 = F_2(u_{t2})$ funcțiile curenților prin tuburile T_1 și T_2 în raport cu excitația rezultantă pe grilele acestora. Notînd

prin Q operatorul asociat cuadripolului Q [1] din figura 1, curenții individuali vor fi respectiv

$$i_1 = F_1(u_1 - Q(i_1 + i_2)), \tag{2}$$

$$i_2 = F_2(u_2 - Q(i_1 + i_2)). \tag{3}$$

Aceste relații ne permit să asimilăm efectul rezistențelor de sarcină

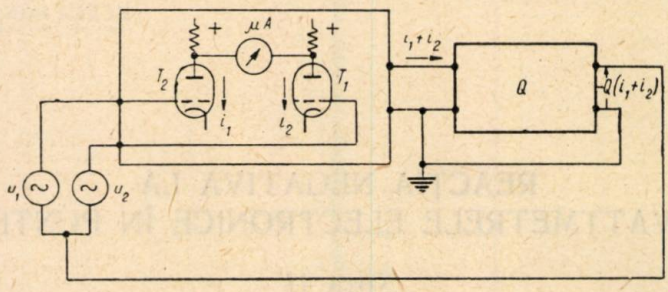


Fig. 1

(anodice) R_1 și R_2 cu o reacție negativă și rezistivă pe suma curenților. Într-adevăr, dacă

$$i = f(DU_a + U_g),$$

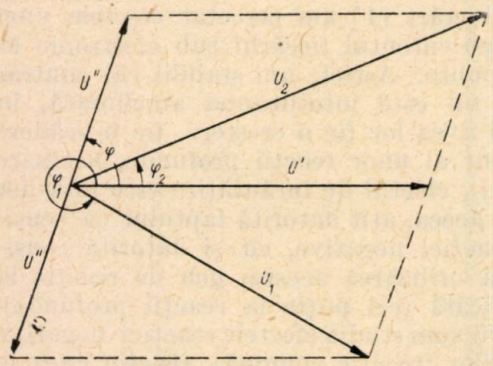


Fig. 2

$R_1 \approx R_2$, iar raportul $\frac{R_1}{R_g}$ este suficient de mare (R_g fiind rezistența instrumentului din diagonala punții), atunci

$$i = f(DE_a + E_g + u - (Q + D\alpha)(i_1 + i_2))^*),$$

$$\alpha \approx \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}.$$

Adoptăm pentru semnalele u_1 și u_2 componența definită prin relațiile (4) și (5) din [1]. În consecință,

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= U_1 \sin(\omega t + \varphi_1), \quad U_1 = \sqrt{U'^2 + U''^2 - 2U'U'' \cos\varphi}, \\ u_2 &= U_2 \sin(\omega t + \varphi_2), \quad U_2 = \sqrt{U'^2 + U''^2 + 2U'U'' \cos\varphi}, \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

unde φ_1 și φ_2 se pot calcula cu ajutorul diagramei vectoriale din figura 2.

Pentru a deduce expresiile mărimilor care ne interesează, să calculăm în prealabil derivatele parțiale de ordinul doi în raport cu U_1 și U_2 ale sumei $i = i_1 + i_2$.

*) S-a notat prin E_a tensiunea de alimentare anodică, iar prin E_g tensiunea de negativare aplicată din exteriorul circuitului de reacție.

Funcția ce urmează a fi supusă derivării se obține adunînd relațiile (2) cu (3), adică

$$i = i_1 + i_2 = F_1(U_1 \sin(\omega t + \varphi_1) - Q(i_1 + i_2)) + \\ + F_2(U_2 \sin(\omega t + \varphi_2) - Q(i_1 + i_2)) = F_1(u_{t1}) + F_2(u_{t2}). \quad (5)$$

Derivînd o dată în raport cu U_1 găsim

$$\frac{\partial i}{\partial U_1} = \left[\sin(\omega t + \varphi_1) - Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right] F_1'(u_{t1}) - \left(Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right) F_2'(u_{t2}).$$

Atît mai sus, cît și în calculele care urmează s-a folosit comutativitatea produsului QD_{k_1,k_2}, unde $D_{k_1,k_2} = \frac{\partial^{k_1+k_2}}{\partial U_1^{k_1}\,\partial U_2^{k_2}}$. Această proprietate rezultă din faptul că transformările efectuate de cei doi operatori liniari sînt independente, Q acționînd asupra sinusurilor (consinusurilor) independent de amplitudinea lor, în timp ce D_{k_1,k_2} acționează numai asupra produsului $U_1^{m_1} U_2^{m_2}$ din fiecare termen al seriei căreia i se aplică, întrucît efectele de amplitudine și de fază ale operatorului Q nu depind de U_1 și U_2.

Luînd și derivatele de ordinul doi ale celor doi membri din relația (5), se obțin în total rezultatele

$$[1 + (F_1' + F_2')Q]\frac{\partial i}{\partial U_1} = F_1' \sin(\omega t + \varphi_1), \quad (6)$$

$$[1 + (F_1' + F_2')Q]\frac{\partial^2 i}{\partial U_1^2} = \left[\sin(\omega t + \varphi_1) - Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right]^2 F_1'' + \left(Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right)^2 F_2'', \quad (7)$$

$$[1 + (F_1' + F_2')Q]\frac{\partial^2 i}{\partial U_1\,\partial U_2} = -\left(Q\frac{\partial i}{\partial U_2}\right)\left[\sin(\omega t + \varphi_1) - Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right] F_1'' - \\ - \left(Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right)\left[\sin(\omega t + \varphi_2) - Q\frac{\partial i}{\partial U_2}\right] F_2''. \quad (8)$$

Expresiile pentru $\frac{\partial i}{\partial U_2}$ și $\frac{\partial^2 i}{\partial U_2^2}$ vor fi de formele (6) și (8), cu deosebirea că φ_1 și F_1' apar înlocuiți prin φ_2, respectiv F_2' și invers. Acest rezultat este evident dacă se ține seama de caracterul simetric al expresiei (5) în raport cu indicii 1 și 2.

În formulele (6), (7), (8) și cele ce se pot scrie pentru $\frac{\partial i}{\partial U_2}$ și $\frac{\partial^2 i}{\partial U_2^2}$ parametrii F_1', F_2', F_1'', F_2'' sînt presupuși definiți în punctul de funcționare, adică

$$F_i^{(j)} = F_i^{(j)}(-E_g').^*)$$

*) E_g' este componenta tensiunii de negativare a grilei datorită circuitului de reacție.

Dacă operatorului Q îi corespunde o impedanță de transfer

$$\bar{q}(i\omega) = \bar{q}_i = q_i e^{j\theta_i},$$

atunci operatorului $\dfrac{Q}{1+\left(F_1' + F_2'\right)Q}$ îi corespunde matricea de transformare

$$\| \bar{b}(i\omega) \|_0^\infty$$

cu elementele

$$\bar{b}(i\omega) = \bar{b}_i = b_i e^{j\beta_i} = \frac{\bar{q}_i}{1+\left(F_1' + F_2'\right)\bar{q}_i} \tag{9}$$

relațiile explicite între b_i, cos β_i, sin β_i și q_i, cos θ_i, sin θ_i fiind similare relațiilor (32) din [1].

Trecînd în formulele (6), (7), și (8) de la operatorul Q la $\bar{b}_i$, vom putea scrie

$$\widetilde{\left(Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right)}_{U_1,U_2=0} = F_1' b_1 \sin(\omega t + \varphi_1 + \beta_1), \tag{10}$$

$$\widetilde{\left(Q\frac{\partial^2 i}{\partial U_1^2}\right)}_{U_1,U_2=0} = \frac{b_0}{2}\left[\left|1 - \bar{b}_1 F_1'\right|^2 F_1'' + b_1^2 F_1'^2 F_2''\right], \tag{11}$$

$$\widetilde{\left(Q\frac{\partial^2 i}{\partial U_1 \partial U_2}\right)}_{U_1,U_2=0} = -\frac{b_0 b_1}{2}\{F_1'' F_2' [\cos(\varphi_2 - \varphi_1 + \beta_1) - b_1 F_1' \cos(\varphi_2 - \varphi_1)] +$$

$$+ F_2'' F_1' [\cos(\varphi_2 - \varphi_1 - \beta_1) - b_1 F_2' \cos(\varphi_2 - \varphi_1)]\}. \tag{12}$$

După observația precedentă, $\dfrac{\partial i}{\partial U_2}$ și $\dfrac{\partial^2 i}{\partial U_2^2}$ se obțin din (10) și (11) făcînd înlocuirile $F_2' \rightleftarrows F_1'$, $F_2'' \rightleftarrows F_1''$, $\varphi_2 \to \varphi_1$.

Cu ajutorul rezultatelor obținute putem trece la aflarea coeficienților din dezvoltarea în serie a curentului de ieșire

$$i_y = -\alpha_1 F_1 (U_1 \sin(\omega t + \varphi_1) - Q(i_1 + i_2)) + \alpha_2 F_2 (U_2 \sin(\omega t + \varphi_2) -$$

$$- Q(i_1 + i_2)) = \eta_0 + \eta_{10} U_1 + \eta_{01} U_2 + \eta_{20} U_1^2 + \eta_{11} U_1 U_2 + \eta_{02} U_2^2 + \cdots \tag{13}$$

Aplicînd regula cunoscută de calcul a coeficienților din dezvoltarea în serie Taylor a unei funcții, să găsim valoarea coeficientului mediat $\tilde{\eta}_{20}$

$$\widetilde{\left(\frac{\partial^2 i_y}{\partial U_1^2}\right)}_{U_1,U_2=0} = 2!\,\tilde{\eta}_{20} = \mathrm{Med}\left\{\left(Q\frac{\partial^2 i}{\partial U_1^2}\right)\alpha_1 F_1' - \left[\sin(\omega t + \varphi_1) - Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right]^2 \alpha_1 F_1'' -\right.$$

$$\left. - \left(Q\frac{\partial^2 i}{\partial U_1^2}\right)\alpha_2 F_2' + \left(Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right)^2 \alpha_2 F_2''\right\}_{U_1,U_2=0} = \frac{1}{2}\{-\left|1 - \bar{b}_1 F_1'\right|^2 \alpha_1 F_1'' +$$

$$+ b_1^2 F_1'^2 \alpha_2 F_2'' + (\alpha_1 F_1' - \alpha_2 F_2') b_0 [F_2'' b_1^2 F_1'^2 + F_1'' \left|1 - \bar{b}_1 F_1'\right|^2]\}. \tag{14}$$

$\widetilde{\left(\frac{\partial^2 i_g}{\partial U_2^2}\right)}_{U_1,U_2=0}$ se deduce din (14) luînd pe $\widetilde{\left(\frac{\partial^2 i_g}{\partial U_1^2}\right)}_{U_1,U_2=0}$ cu semn schimbat, după ce pretutindeni s-au permutat indicii 1 și 2. Acest procedeu de determinare a coeficienților dezvoltării (13) din coeficienții cu indicii permutați*) se va dovedi folositor și în viitor.

Relația (14) împreună cu observația de mai sus permite deducerea atît a expresiei termenului util $2\,(\widetilde{\eta}_{02} - \widetilde{\eta}_{20})\,U'\,U''\cos\varphi$, cît și a termenului de dezechilibru dinamic $(\widetilde{\eta}_{20} + \widetilde{\eta}_{02})\,(U'^2 + U''^2)$.

Notînd prin A_1 expresia

$$\frac{\alpha_1}{4}\,F_1''\,\frac{1 + \left(\frac{\alpha_2}{\alpha_1} + 1\right) F_2' q_0}{1 + \left(F_1' + F_2'\right) q_0} \tag{15}$$

iar prin A_2 expresia (15) cu indicii 1 și 2 permutați, coeficienții amintiți se vor exprima sub formele

$$2\,(\widetilde{\eta}_{02} - \widetilde{\eta}_{20}) = 2A_1\,[|1 - \overline{b}_1 F_1'|^2 - b_1^2 F_2'^2] + 2\,A_2\,[\,|1 - \overline{b}_1 F_2'|^2 - b_1^2 F_1'^2], \tag{16}$$

$$\widetilde{\eta}_{20} + \widetilde{\eta}_{02} = -\,A_1\,[|\,1 - \overline{b}_1 F_1'\,|^2 + b_1^2 F_2'^2] + A_2\,[|\,1 - \overline{b}_1 F_2'| + b_1^2 F_1'^2]. \tag{17}$$

Pentru a obține expresia lui $\widetilde{\eta}_{11}$ se derivează parțial în raport cu U_1 și U_2 relația (5), înlocuindu-se $\left(Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right)_{U_1,U_2=0}$ cu expresia (10), $\left(Q\frac{\partial i}{\partial U_2}\right)_{U_1,U_2=0}$ cu o expresie analoagă lui (10), iar $\left(Q\frac{\partial^2 i}{\partial U_1 \partial U_2}\right)_{U_1,U_2=0}$ cu expresia (12), se mediază apoi, găsindu-se succesiv

$$\widetilde{\eta}_{11} = \widetilde{\left(\frac{\partial^2 i_g}{\partial U_1\,\partial U_2}\right)}_{U_1,U_2=0} = \text{Med}\left\{\left(Q\frac{\partial^2 i}{\partial U_1\,\partial U_2}\right)\alpha_1 F_1' + \left[\sin(\omega t + \varphi_1) - Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right]\left(Q\frac{\partial i}{\partial U_2}\right)\alpha_1 F_1'' - \left(Q\frac{\partial^2 i}{\partial U_1\,\partial U_2}\right)\alpha_2 F_2' - \left[\sin(\omega t + \varphi_2) - Q\frac{\partial i}{\partial U}\right]\left(Q\frac{\partial i}{\partial U_1}\right)\alpha_2 F_2''\right\}_{U_1,U_2=0} = 2A_1 b_1 F_2'\,[\cos(\Phi + \beta_1) - b_1 F_1' \cos\Phi] - 2A_2 b_1 F_1'\,[\cos(\Phi - \beta_1) - b_1 F_2' \cos\Phi)] \tag{18}$$

---

*) Relația (13) este de forma

$$i_g = \mathcal{F}' - \mathcal{F}'',$$

unde $\mathcal{F}'$ și $\mathcal{F}''$ sînt două funcții cu proprietatea de a trece una într-alta cînd se permută indicii 1 și 2 din expresiile lor,

$$\mathcal{F}' \rightleftarrows \mathcal{F}'', \qquad (1 \rightleftarrows 2).$$

În consecință,

$$i_g = \sum_{k_1,k_2=0}^{\infty} U_1^{k_1} U_2^{k_2}\,\eta_{k_1,k_2} = -\sum_{k_1,k_2=0}^{\infty} U_1^{k_2} U_2^{k_1}\,\eta_{k_1,k_2}\,(1 \rightleftarrows 2),$$

unde simbolul $1 \rightleftarrows 2$ arată că în expresia căreia îi este alăturat s-a operat permutarea indicilor 1 și 2. Procedînd la identificarea coeficienților, obținem

$$\eta_{k_2,k_1} = -\,\eta_{k_1,k_2}\,(1 \rightleftarrows 2).$$

În relația (18) am introdus notația

$$\varphi_2 - \varphi_1 = \Phi. \tag{19}$$

Termenul $\eta_{11} U_1 U_2$ din dezvoltarea (13) a curentului prin instrument constituie un element nou față de compoziția curentului (10) examinat la punctele 3 și 4 din [1]. Prezența sa este nedorită : existența factorului $U_1 U_2 = \sqrt{(U'^2 + U''^2)^2 - 4\, U'^2\, U''^2 \cos^2 \varphi}$ indică o dependență eronată cu U' și U'' pe de o parte, iar cu defazajul φ dintre u' și u'' pe de altă parte. Totodată, însăși coeficientul $\widetilde{\eta}_{11}$ depinde prin intermediul lui Φ de φ. Situația este mai complicată deoarece Φ este dependent și de valorile relative ale amplitudinilor U' și U''.

Urmările neplăcute legate de apariția acestui termen nu se mărginesc la aceasta. El va interveni și în echilibrarea dinamică, așa cum vom vedea îndată.

Este de dorit, prin urmare, a se reduce acest termen cît mai mult posibil. Pentru aceasta, este preferabil de a se acționa asupra unei mărimi din expresia (18), a cărei valoare optimă să depindă exclusiv de circuitul de reacție și în niciun fel de parametrii tubului. Această mărime este b_1. Într-adevăr, anulînd pe b_1, și deci reacția pe fundamentală, termenul considerat dispare complet din componența curentului $\widetilde{i}_g$.

Asupra evaluării erorilor introduse prin termenul $\eta_{11} U_1 U_2$ vom reveni în amănunt ceva mai tîrziu.

Sensibilitatea și stabilitatea etalonării. Vom trece în expresia (16) de la b_1 și β_1 la q_1 și θ_1. În acest scop se folosesc formule similare cu (32) din [1]*). După calcule obținem

$$2\,(\widetilde{\eta}_{02} - \widetilde{\eta}_{20}) = 2\, A_1 \frac{1 + a + 2\left(aF_1' + F_2'\right) q_1 \cos\theta_1}{1 + 2\left(F_1' + F_2'\right) q_1 \cos\theta_1 + \left(F_1' + F_2'\right)^2 q_1^2} \quad **). \tag{20}$$

Este ușor de stabilit că această funcție de q_1 este strict scăzătoare în intervalul $[0, \infty)$ (fig. 3). Pentru $q_1 = 0$, adică pentru reacție nulă pe fundamentală, ea atinge valoarea maximă din interval

$$[2\,(\widetilde{\eta}_{02} - \widetilde{\eta}_{20})]_{\max} = 2\,(A_1 + A_2). \tag{21}$$

Pentru $q_1 \to \infty$ ieșirea utilă devine nulă. Cu acestea este dovedită influența malignă a reacției negative pe fundamentală, de orice fază ar fi ea, asupra sensibilității.

În raport cu parametrul $\cos\theta_1$, între abscisele 0 și $\frac{1}{1+f'}\sqrt{\frac{af'+1}{a+f'}}$ are loc o scădere monotonă a termenului util ; peste această ultimă abscisă se produce o creștere monotonă a acestuia. La valori mici, cea mai puțin dezavantajoasă este reacția pur reactivă ; la valori mari, reacția pur rezis-

*) În loc de F' se va lua $F_1' + F_2'$.

**) $a = \frac{A_2}{A_1}$.

tivă reduce cel mai puțin ieșirea. Spre exemplificare, în figura 3 sînt trasate curbele de scădere a ieșirii cu reacția pe fundamentală în cazul tuburilor identice, pentru $\cos \theta_1 = 1$ și $\cos \theta_1 = 0$.

În primul caz se produce o reducere identică cu a unui singur tub de pantă dublă în regim de amplificare $\frac{1}{1 + 2Sq_1}$.

Urmările reacției negative de curent continuu se pot și ele ușor stabili. Pentru simplicitate vom adopta ipoteza $q_1 = 0$, pe care în vederea

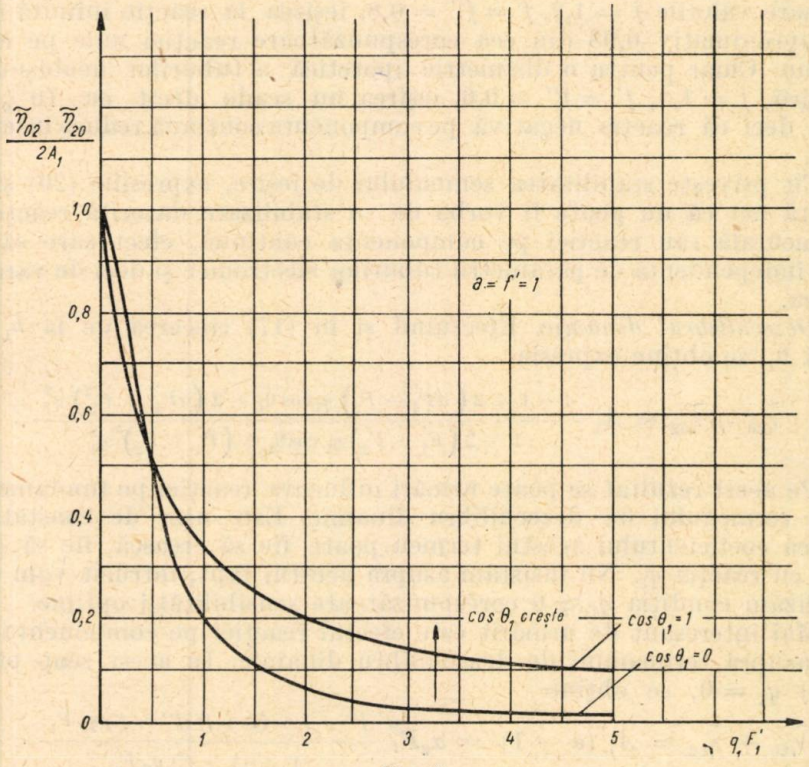


Fig. 3

obținerii unei sensibilități cît mai bune vom căuta s-o îndeplinim. Această presupunere ne situează în limitele de valabilitate ale expresiei (21). Fie

$$f = \frac{F_2}{F_1} = \frac{\alpha_1}{\alpha_2}^{*)}, \quad f' = \frac{F_2'}{F_1'}, \quad f'' = \frac{F_2''}{F_1''}. \tag{22}$$

Înlocuind în expresia (21) A_1 și A_2 cu valorile lor (a se vedea relația (15) și observația adiacentă), se ajunge la concluzia că reacția negativă scade monoton ieșirea utilă dacă $f'' \gtrless 1$, $f' \gtrless f$ și o crește monoton în caz contrar.

*) Rezultă din condiția echilibrului static.

Examinînd raportul ieșirilor la $q_0 = \infty$ și $q_0 = 0$, adică

$$2\,(\tilde{\eta}_{02} - \tilde{\eta}_{20})_{q_0=\infty} : 2\,(\tilde{\eta}_{02} - \tilde{\eta}_{20})_{q_0=0} = \frac{(1+f)\,(f'+f'')}{(1+f')\,(f+f'')}, \qquad (22')$$

se pot trage concluzii în privința condițiilor în care scăderea sensibilității se resimte cel mai puternic. Se găsește că abateri puternice în același sens ale parametrilor $F' = S$ și F'', și de sens contrar în curentul continuu duc la cea mai pronunțată scădere a sensibilității. Adoptînd pentru rapoartele anterioare valorile $f = 1{,}2$, $f' = f'' = 0{,}8$, ieșirea la reacție infinită reprezintă aproximativ 0,98 din cea corespunzătoare reacției nule pe curent continuu. Chiar pentru o disimetrie ipotetică a tuburilor neobișnuit de puternică, $f = 1{,}4$, $f' = f'' = 0{,}6$, ieșirea nu scade decît cu 10%. Deducem deci că reacția negativă pe componenta continuă reduce insensibil ieșirea.

Cît privește stabilitatea semnalului de ieșire, expresiile (20) și (15) ne arată net că nu poate fi vorba de o stabilizare datorită reacției pe fundamentală sau reacției pe componenta continuă, efect care să facă ieșirea independentă de parametrii tuburilor electronice și deci de variațiile acestora.

Dezechilibrul dinamic. Efectuînd și în (17) trecerea de la b_1 și β_1 la q_1 și θ_1, se obține expresia

$$\tilde{\eta}_{20} + \tilde{\eta}_{02} = A_1 \frac{a - 1 + 2\left(aF_1' - F_2'\right) q_1 \cos\theta_1 + 2\left(aF_1'^2 - F_2'^2\right) q_1^2}{1 + 2\left(F_1' + F_2'\right) q_1 \cos\theta_1 + \left(F_1' + F_2'\right)^2 q_1^2}. \qquad (23)$$

Pe acest rezultat se poate urmări influența reacției pe fundamentală asupra termenului de dezechilibru dinamic. Este ușor de constatat că mărimea coeficientului acestui termen poate fie să crească, fie să scadă, o dată cu reacția q_1. Nu insistăm asupra acestui fapt, întrucît vom căuta să realizăm condiția $q_1 \approx 0$ corespunzătoare sensibilității optime.

Mai interesant de urmărit este efectul reacției pe componenta continuă asupra termenului de dezechilibru dinamic. În acest scop punînd în (23) $q_1 = 0$, se obține

$$\tilde{\eta}_{20} + \tilde{\eta}_{02} = A_1 (a - 1) = \alpha_2 F_1'' \frac{f'' - f + (1+f)(f'' - f')\, q_0 F_1'}{1 + (1+f')\, q_0 F_1'}. \qquad (24)$$

Relevăm în treacăt analogia acestei expresii cu cea întîlnită în [2]. Se pot imediat stabili trei alure diferite pentru curba reprezentativă a acestei funcții, după ordonarea valorilor numerice luate de f, f', f''. Cele trei cazuri sînt indicate în figura 4. Un caz convenabil este cazul *III*, în care reacția are un efect univoc de micșorare a dezechilibrului dinamic. Să verificăm pe două cazuri particulare frecvente că putem să ne situăm pe această curbă. Fie o caracteristică exponențială $i = k\, e^{\varepsilon U_g}$, unde U_g este tensiunea de grilă. Atunci

$$f = \frac{k_2\, e^{\varepsilon_2 U_{g2}}}{k_1\, e^{\varepsilon_1 U_{g1}}}, \quad f' = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} f, \quad f'' = \left(\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1}\right)^2 f,$$

și $f \lesseqgtr f' \lesseqgtr f''$ după cum $\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \gtreqless 1$. Ne aflăm pe curba *III*. Dacă admitem caracteristici de forma $i = \zeta U^{\nu}$, $(U = U U_a + U_g)$, atunci

$$f' = \frac{U_1}{U_2} f, \; f'' = \left(\frac{U_1}{U_2}\right)^2 f.$$

Din nou se verifică condiția de existență a curbei *III*. Valoarea lui ν s-a presupus aceeași pentru ambele tuburi, Rezultatul se menține și dacă cele două tuburi au valorile respective ale lui ν suficient de apropiate.

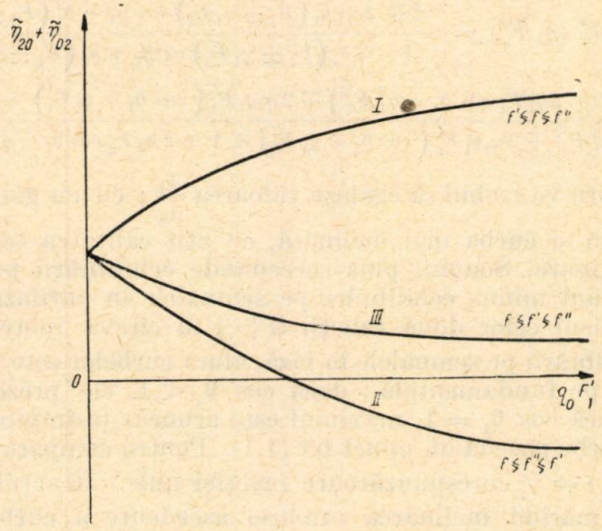


Fig. 4

Reducerea asimptotică este cu atît mai importantă cu cît $|f'' - f'|$ este mai mic decît $|f'' - f|$. Se vede deci că ameliorarea maximă se obține pentru valori apropiate în disimetria parametrilor F' și F'' și mult diferite de acestea ale disimetriei în curent continuu (f). În general, efectul reacției este nesigur ca rezultat; o lege statistică a disimetriilor simultane după cei trei parametri poate decide în această problemă.

Echilibrarea dinamică. Prezența termenului $\eta_{11} U_1 U_2$, în general nenul, din dezvoltarea în serie (13) a curentului i_g, după cum am anticipat, va influența echilibrarea dinamică. Folosind procedeul indicat în [1], se constată că în aceste condiții $\tilde{\eta}_{11} U_1 U_2 \neq 0$ și deci anularea ieșirii nu va coincide cu anularea termenului de dezechilibru dinamic. Într-adevăr, în condițiile echilibrării, ieșirea cu aproximația puterilor superioare va fi

$$\tilde{i}_g = (\tilde{\eta}_{20} + \gamma_1^2 \tilde{\eta}_{02}) U'^2 + \gamma_1 (\tilde{\eta}_{11})_{\Phi = -\pi, -2\pi} U'^2 =$$

$$= [- A_1 | 1 - \overline{b}_1 (F_1' \pm \gamma_1 F_2') |^2 + A_2 | \pm \gamma_1 - \overline{b}_1 (F_1' \pm \gamma_1 F_2') |^2] U'^2 \quad (25)$$

(a se vedea diagrama vectorială a semnalelor, fig. 2).

La echilibru, termenul de dezechilibru dinamic este

$$\tilde{\eta}_{20} + \gamma_1^2 \tilde{\eta}_{02} = \cdots \gamma_1 (\tilde{\gamma}_{11})_{\Phi = -\pi, -2\pi}. \qquad (25')$$

Din relația (25) se vede că în stabilirea echilibrului va interveni valoarea reacției pe fundamentală. Se naște astfel întrebarea dacă acest fapt nu va stînjeni sau împiedica operația de echilibrare.

Problema de față prezintă un interes minor, întrucît din motive care vor fi expuse mai jos pot fi tolerate numai reacții foarte slabe. În consecință, vom prezenta pe scurt rezultatele.

Răspunsul la întrebare va fi dat prin examinarea funcției

$$G(\gamma_1) = G^*(q_1 F') = \frac{\gamma_1^2 \mp 2\gamma_1 b_1 (F_1' \pm \gamma_1 F_2') \cos\beta_1 + b_1^2 (F_1' \pm \gamma_1 F_2')^2}{1 - 2 b_1 (F_1' \pm \gamma_1 F_2') \cos\beta_1 + b_1^2 (F_1' \pm \gamma_1 F_2')^2} =$$

$$= \frac{\gamma_1^2 (1 + 2 q_1 F_1' \cos\theta_1 + q_1^2 F_1'^2) \mp 2\gamma_1 q_1 F_1' (\cos\theta_1 + q_1 F_1') + q_1^2 F_1'^2}{\gamma_1^2 q_1^2 F_2'^2 \mp 2\gamma_1 q_1 F_2' (\cos\theta_1 + q_1 F_2') + 1 + 2 q_1 F_2' \cos\theta_1 + q_1^2 F_2'^2}, \qquad (26)$$

care la echilibru va trebui să egaleze valoarea $\frac{A_1}{A_2}$; cu cît gama de variație este mai largă și curba mai înclinată, cu atît calitatea echilibrării va fi mai mulțumitoare. Semnul plus corespunde echilibrării pe semnalele în fază, iar semnul minus echilibrării pe semnalele în antifază. În figura 5 este dat graficul celor două funcții $G(\gamma_1)$ în cîteva ipoteze particulare. În cazul echilibrării pe semnalele în fază, alura curbelor este aceeași pentru orice reacție pe fundamentală: dacă $\cos\theta_1 < 1$, ele prezintă maxim și minim, iar dacă $\cos\theta_1 = 1$, maximul este aruncat (asimptotic) la infinit. Familia de curbe posedă un punct fix (1,1). Pentru comparație este trasată și curba $G(\gamma_1) = \gamma_1^2$ corespunzătoare reacției nule. Reacțiile cu caracter slab reactiv mărind înclinarea ramurei ascedente a curbelor, ușurează condițiile de echilibrare, cele puternic reactive dimpotrivă. În cazul echilibrării pe semnalele în antifază, calitatea echilibrării scade simțitor. Alura este, în general, aceeași, cu deosebirea că efectul parametrului $\cos\theta_1$ poate fi și în sens invers celui din diagramă. În ambele cazuri reacția îngustează limitele de variație ale funcției $G(\gamma_1)$. De exemplu echilibrînd sinfazic, cu tuburi identice și o reacție pur reactivă $q_1 F' = 10$, valoarea maximă, respectiv minimă, atinsă de funcție va fi $G_{max} \approx 1{,}1$, $G_{min} \approx 0{,}9$.

Un interes și mai mic suscită echilibrarea prin reglarea reacție. Reacția pe curent continuu nu convine atît datorită efectului asupra echilibrului static, cît și a slabei influențe asupra dezechilibrului dinamic. Reacția pe fundamentală pe de altă parte nu poate avea la dispoziție decît un domeniu de valori infime, insuficient în general pentru echilibrare. La aceasta se mai adaugă următorul inconvenient. De exemplu, echilibrînd sinfazic, $G^*(q_1 F') \equiv 1$, pentru $\gamma_1 = 1$, de unde necesitatea de a se lucra cu $\gamma_1 \neq 1$, în care caz nu poate fi acoperit decît un interval $[\gamma_1^2, G^*_{max}]$ sau $[G^*_{min}, \gamma_1^2]$, după cum $\gamma_1 > 1$ sau $\gamma_1 < 1$, G^*_{min} și G^*_{max} fiind valorile extreme ale lui G^*. Este deci necesar a avea două valori de lucru γ_1' și γ_1'', sau o singură valoare γ_1, dar cu înlocuirea mutuală a tuburilor. Și în această

situație rămîne, de exemplu, un interval $(\gamma_1'^2, \gamma_1''^2)$ sau $\left(\gamma_1^2, \frac{1}{\gamma_1^2}\right)$ imposibil de acoperit. Valorile lui γ_1' și γ_1'' nu pot fi apropiate prea mult de unitate, deoarece atunci G^*_{max}, $G^*_{min} \to 1$.

Precizia schemei. În cele ce urmează vom încerca să evaluăm eroarea introdusă de termenul $\eta_{11} U_1 U_2$. Apoi vom aprecia eroarea introdusă de

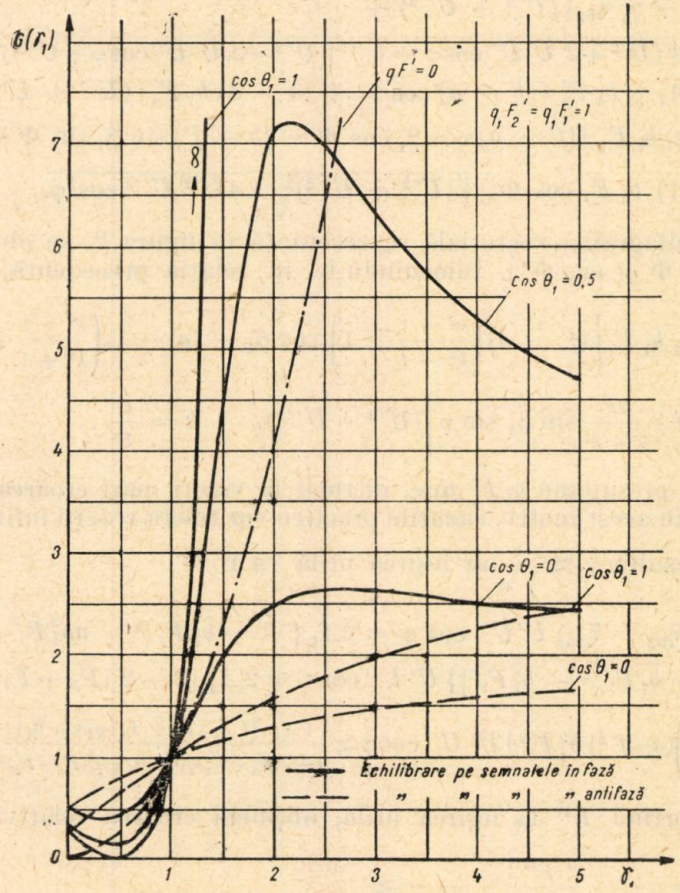


Fig. 5

termenii conținînd semnalul la puterea a patra. Acest ultim calcul îl vom efectua în ipoteze simplificatoare.

a) Din relațiile (25′) și (18) deducem

$$\tilde{\eta}_{20} + \gamma_1^2 \tilde{\eta}_{02} = \mp 2 A_1 \gamma_1 b_1 F_1' [(f' - a) \cos \beta_1 + (a - 1) b_1 F_2']. \quad (27)$$

Semnele minus și plus din fața parantezei corespund echilibrării pe componentele în fază, respectiv în antifază, ale semnalelor.

Din (18), după unele calcule obținem pentru $\tilde{\eta}_{11}$ expresia

$$\tilde{\eta}_{11} = 2A_1 b_1 F_1' [(f' - a)\cos\beta_1 \cos\Phi - (a + f')\sin\beta_1 \sin\Phi + \\ + (a - 1) b_1 F_2' \cos\Phi]. \tag{28}$$

În sumă, eroarea datorită termenului de dezechilibru dinamic și a termenului $\tilde{\eta}_{11} U_1 U_2$ este

$$E^{II} = (\tilde{\eta}_{20} + \gamma_1^2 \tilde{\eta}_{02})(U'^2 + U''^2) + \\ + \gamma_1 \tilde{\eta}_{11} \sqrt{(U'^2 + 2U'U''\cos\varphi + U''^2)(U'^2 - 2U'U''\cos\varphi + U''^2)} = \\ = \mp 2A_1 \gamma_1 b_1 F_1' [(f' - a)\cos\beta_1 + (a - 1) b_1 F_2'](U'^2 + U''^2) + \\ + 2A_1 \gamma_1 b_1 F_1' [(f' - a)\cos\beta_1 \cos\Phi - (a + f')\sin\beta_1 \sin\Phi + \\ + (a - 1) b_1 F_2' \cos\Phi] \sqrt{(U'^2 + U''^2)^2 - 4U'^2 U''^2 \cos^2\varphi}.$$

Din diagrama vectorială reprezentată în figura 2, se obțin valorile pentru $\sin\Phi$ și $\cos\Phi$*). Înlocuindu-le în relația precedentă, se găsește

$$E^{II} = 2A_1 \gamma_1 b_1 F_1' \left[(f' - a)\left(\frac{k^2 - 1}{k^2 + 1} \mp 1\right)\cos\beta_1 + (a - 1)\left(\frac{k^2 - 1}{k^2 + 1} \mp 1\right) b_1 F_2' - \right. \\ \left. - (a + f')\frac{2k}{1 + k^2}\sin\beta_1 \sin\varphi\right](U'^2 + U''^2), \qquad k = \frac{U''}{U'}.$$

Vom presupune $q_1 F'$ mic, întrucît la valori mari eroarea este exorbitantă ; din acest motiv, cazurile practice vor tolera reacții infime. Atunci, din (25) rezultă $\gamma_1 \approx \frac{1}{\sqrt{a}}$ iar ieșirea utilă va fi

$$2(\gamma_1^2 \tilde{\eta}_{02} - \tilde{\eta}_{20}) U'U'' \cos\varphi = 2A_1 \{|1 - \bar{b}_1 F_1'|^2 - a b_1^2 F_1'^2 + \\ + \gamma_1^2 [a|1 - \bar{b}_1 F_2'|^2 - b_1^2 F_2'^2]\} U'U'' \cos\varphi = 2A_1 [2 - 2(F_1' + F_2') b_1 \cos\beta_1 + \\ + \left(\frac{1}{a} - 1\right)(a - f'^2) b_1^2 F_1'^2] U'U'' \cos\varphi \approx \frac{4A_1 [1 + (F_1' + F_2') q_1 \cos\theta_1]}{1 + 2(F_1' + F_2') q_1 \cos\theta_1 + q_1^2 (F_1' + F_2')^2} U'U'' \cos\varphi.$$

Raportînd E^{II} la ieșirea utilă, obținem eroarea relativă

$$E_r^{II} = \frac{E^{II}}{2(\gamma_1^2 \tilde{\eta}_{02} - \tilde{\eta}_{20}) U'U'' \cos\varphi} \approx \\ \approx \frac{q_1 F_1'}{\sqrt{a}} \cdot \frac{\frac{\mp k^{\mp 1}}{\cos\varphi}[(f' - a)\cos\theta_1 + (f'^2 - a) F_1' q_1] - (a + f')\operatorname{tg}\varphi \sin\theta_1}{1 \mp 2 F' q_1 \cos\theta_1}. \tag{29}$$

*) $\sin\Phi = \dfrac{2k\sin\varphi}{(1+k^2)\sqrt{1 - \left(\dfrac{2k}{1+k^2}\cos\varphi\right)^2}}$, $\cos\Phi = \dfrac{k^2 - 1}{(1+k^2)\sqrt{1 - \left(\dfrac{2k}{1+k^2}\cos\varphi\right)^2}}$.

Dublul semn corespunde celor două moduri de echilibrare. Semnul minus se va lua cînd echilibrarea se face pe semnalele sinfazice (adică U').

Pe marginea acestei formule putem nota următoarele. Eroarea relativă E_r^{II} există chiar atunci cînd tuburile sînt perfect identice. Ea depinde de reacția pe fundamentală $q_1 F_1'$, crescînd aproape direct proporțional cu aceasta (dacă $q_1 F_1' \ll 1$). Eroarea relativă devine cu atît mai însemnată cu cît factorul de putere este mai mic ($\cos\varphi \to 0$, $E_r^{II} \to \infty$). Eroarea la reacție pur reactivă nu depinde în esențial de disimetria tuburilor; la reacție rezistivă ea depinde hotărîtor de această disimetrie, anulîndu-se pentru tuburi identice. De aici rezultă că dacă tuburile au parametrii destul de apropiați, eroarea relativă este mai importantă la reacția reactivă decît la cea rezistivă. Eroarea relativă minimă se obține pentru $\cos\varphi = 1$ și reacție pur reactivă.

$$|E_r^{II}|_{min} \approx k^{\mp 1} (q_1 F_1')^2 \frac{|a - f'^2|}{\sqrt{a}}. \tag{30}$$

Se poate dovedi imediat că prin simpla înlocuire reciprocă a tuburilor punții, cei doi termeni din membrul trei al expresiei (29) pot fi făcuți de același semn (dacă nu sînt), fără modificarea valorii lor absolute. Aceasta înseamnă o egală probabilitate de apariție a cazului defavorabil (cînd termenii amintiți se adună aritmetic dînd eroare maximă) și a celui favorabil (cînd cei doi termeni se scad între ei).

Într-adevăr, o înlocuire reciprocă a tuburilor se manifestă în expresiile (15) și (29) prin înlocuirea parametrilor F_1', F_1'' cu F_2', F_2'' și invers; cît privește mărimile α_1 și α_2, în locul lor vor apărea noile valori α_1' respectiv α_2', determinate de echilibrarea statică, astfel încît să aibă loc relația $\frac{\alpha_2'}{\alpha_1'} = \frac{\alpha_1}{\alpha_2}$. De aici conchidem că f' și a din expresia (29) vor trebui să fie înlocuite prin valorile lor reciproce $\frac{1}{f}$, și $\frac{1}{a}$. Ținînd seama de toate acestea, se găsește că termenul în paranteze dreptunghiulare schimbă de semn, expresia (29) rămînînd în rest nemodificată, ceea ce demonstrează afirmația noastră.

Evident, la evaluarea erorii maxime va trebui să contăm tocmai pe acest caz defavorabil. Micșorarea erorii va necesita deci reducerea fiecărui termen în parte din expresia acesteia.

Prezența factorului $k^{\mp 1}$ în expresia (29) arată că eroarea maximă posibilă este mai mică dacă se echilibrează pe cel mai mic semnal. Într-adevăr, echilibrînd pe U' (componenta sinfazică), factorul $k^{\mp 1}$ devine $\frac{1}{k}$, iar echilibrînd pe semnalul în antifază, devine k. Prin urmare, la un $k = \frac{U''}{U'} < 1$ vom echilibra după U'', la un $k > 1$ după U'. Factorul $k^{\mp 1}$ prezintă importanță în deosebi la reacția pur rezistivă. Este indicată în acest caz

o asemenea alegere a scărilor aparatului încît k să fie menținut în limite strînse în jurul unității.

Aplicativ să considerăm eroarea introdusă de o reacție datorită unei rezistențe mari de negativare șuntate de un condensator de 50 μF, frecvența de lucru fiind 50 Hz $\left(\theta_1 \approx \frac{\pi}{2}\right)$. Adoptăm următoarele date : $F' = S = 2\text{mA/V}$, $a = f' = 1$, $\varphi = 60°$. Obținem

$$\left| E_r^{II} \right|_{\theta_1 = \frac{\pi}{2}} = q_1 F_1' \frac{a + f'}{\sqrt{a}} \operatorname{tg} \varphi \approx 44\%.$$

Un condensator de 50 de ori mai mare (2500 μF) produce în aceleași condiții o eroare de aproximativ 0,88%. La un factor de putere mai mic eroarea devine și mai mare. Să evaluăm eroarea introdusă de o reacție identică în modul ($q_1 F_1' \approx 0{,}127$), dar pur rezistivă. Adoptăm următoarele date : $a = 1$, $f' = 1{,}1$, $k = 1$, $\varphi = 0°$. Obținem

$$\left| E_r^{II} \right|_{\theta_1 = 0} \approx q_1 F_1' \frac{|a - f'| k^{\mp 1}}{\sqrt{a}(1 + 2F' q_1) \cos \varphi} \approx 1{,}01\%.$$

Dacă însă se echilibrează sinfazic la $\varphi = 60°$ iar $k = 0{,}2$ obținem $|E_r^{II}|_{\theta_1 = 0} \approx 10{,}1\%$. În ultimele ipoteze, însă cu o disimetrie în pantă de 20%, eroarea crește la aproximativ la 20,2%.

În sfîrșit, să mai calculăm valoarea numerică a erorii minime date de (30) cu următoarele date : $a = 1$, $f' = 1{,}1$, $q_1 F'_1 = 0{,}127$, k fiind cuprins în intervalul $\left[\frac{1}{5}, 5\right]$; obținem pentru eroarea minimă maximă 1,7%.

Considerațiilor de mai sus li se impune aplicarea unui corectiv determinat de operația de etalonare, de care n-am ținut seama pînă acum. Se va vedea că aceasta duce la o micșorare a erorii relative și la o dependență diferită de φ a erorii.

Să considerăm operația de etalonare. Fie P_0 puterea efectivă la etalonare și $\varkappa$ factorul de proporționalitate al scării întregului aparat de măsurare în raport cu ieșirea globală a schemei. Cu aceste notații vom putea scrie relația

$$P_0 = \varkappa (\varkappa' P_0 + E_0).$$

$\varkappa' P_0$ este ieșirea utilă proporțională cu puterea de măsurat iar E_0 este eroarea absolută, de exemplu E^{II}. Dacă la o măsurătoare ulterioară, puterea efectivă este P, instrumentul va indica $\varkappa (\varkappa' P + E)$. Eroarea relativă va fi deci

$$\varepsilon_r = \frac{\varkappa (\varkappa' P + E) - P}{P} = \frac{E_r - E_{r0}}{1 + E_{r0}} \approx E_r - E_{r0}, \tag{31}$$

unde eroarea relativă E_{r0} corespunde puterii de etalonare, iar E_r puterii de măsurat. Fie $E_{r\max}$ și $E_{r\min}$ valoarea maximă, respectiv minimă, atinse de E_r cînd valorile luate de k și φ din relația (29) sînt cuprinse în intervale determinate, oarecare ; fie de asemenea $\chi = \frac{|\varepsilon_r|}{|E_{r\max}|}$ dacă

$|E_{r\max}| > |E_{r\min}|$*) și $\chi = \frac{|\varepsilon_r|}{|E_{r\min}|}$ în ipoteza contrară. Se poate dovedi ușor că $\chi_{\min\max} = \frac{1 + \beta\left|\frac{E_{r\min}}{E_{r\max}}\right|^{\alpha}}{2}$ unde, exponentul α ia valorile ± 1, după cum $|E_{r\max}| \gtrless |E_{r\min}|$, iar β, tot valorile ± 1, după cum $E_{r\max} E_{r\min} \gtrless 0$. De aici rezultă că etalonarea introduce o micșorare a erorii relative, care scade la mai puțin de jumătate în cazul cînd E_r este de semn constant în întreg intervalul său de valori (și $E_{r\min} \neq 0$). Tot în acest caz îmbunătățirea este cu atît mai însemnată cu cît intervalul de valori ale erorii este mai îngust. În situația contrară, cînd E_r ia atît valori pozitive cît și negative, este favorabil un raport $\left|\frac{E_{r\max}}{E_{r\min}}\right|$ cît mai diferit de unitate. Valoarea lui E_{r_0} corespunzătoare îmbunătățirii maxime ($\chi_{\min\max}$) este egală în ambele cazuri cu $\frac{E_{r\max} + E_{r\min}}{2}$.

În particular, pentru o eroare $E_r = E_r^{II}$ cu $\theta_1 = \frac{\pi}{2}$ dacă limita inferioară a defazajului φ este zero, atunci $\chi_{\min\max} = \frac{1}{2}$, adică reducerea maximă a erorii este de două ori. Acest fapt are loc pentru un defazaj φ_0 la etalonare bine determinat. Astfel, dacă măsurătorile ce se execută determină pentru φ intervalul [0, 63,5°], etalonarea trebuie efectuată la un defazaj $\varphi_0 \approx 45°$**).

În încheierea acestor considerații, să subliniem un fapt simplu dar important. Eroarea analizată mai sus are același grad în raport cu semnalele U' și U'' ca și termenul util. De aici rezultă natura sa diferită de cea a erorii introduse prin termenii superiori. Prima eroare nu poate fi redusă micșorînd semnalele, unicul mijloc fiind reducerea cît mai mult a reacției pe fundamentală. Micșorarea ultimei erori poate fi însă efectuată pe calea reducerii convenabile a nivelului semnalului de intrare.

b) Calculul erorii E^{IV} introduse de termenii de gradul patru, în cazul general, este laborios și conduce la un rezultat dificil de interpretat. De aceea ne vom mărgini la ipoteza particulară $q_1 = q_2 = 0$***). Acest caz prezintă interes pentru negativarea automată comună. De asemenea, vom presupune caracteristicile tuburilor identice: $F_1^{(i)} = F_2^{(i')} = F^{(i)}$, $i = 0, 1, 2, \ldots$ și $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha$

În vederea unei exprimări mai simple, introducem notațiile

$$\left(\frac{\partial^{j+k} i}{\partial U_1^j \partial U_2^k}\right)_{U_1, U_2 = 0} = i_{jk}, \quad \left(\frac{\partial^{j+k} i_g}{\partial U_1^j \partial U_2^k}\right)_{U_1, U_2 = 0} = (i_g)_{jk},$$

j și k fiind numere formate dintr-o singură cifră;

$$T_1 = \sin(\omega t + \varphi_1) - Q i_{10}, \quad T_2 = \sin(\omega t + \varphi_2) - Q i_{01}.$$

---

*) Ceea ce implică, evident, $E_{r\max} > 0$, așa după cum ipoteza opusă cere $E_{r\min} < 0$.

**) S-a neglijat termenul în $q_1^2 F_1'^2$ din expresia (29) a erorii.

***) Acesta este de fapt cazul frecvent. Se adoptă o reacție nulă pe fundamentală din motive de sensibilitate, ceea ce de multe ori atrage după sine, prin însăși structura rețelei de reacție, o reacție practic nulă și pe armonica a doua.

Termenii de gradul patru în raport cu U_1 și U_2 din seria (13) sînt următorii :

$$E^{IV} = \frac{1}{4!}(\widetilde{i_g})_{40} U_1^4 + \frac{4}{4!}(\widetilde{i_g})_{31} U_1^3 U_2 + \frac{6}{4!}(\widetilde{i_g})_{22} U_1^2 U_2^2 +$$

$$+ \frac{4}{4!}(\widetilde{i_g})_{13} U_1 U_2^3 + \frac{1}{4!}(\widetilde{i_g})_{04} U_2^4. \qquad (32)$$

Derivînd succesiv primii doi membrii ai relației (13), se obțin derivatele $(i_g)_{jk}$ ce intervin în relația de mai sus. Pentru $(i_g)_{40}$ găsim expresia

$$(\widetilde{i_g})_{40} = \text{Med}\,[-\alpha_1 F_1^{IV} T_1^4 + \alpha_2 F_2^{IV} (Qi_{10})^4 + 6\alpha_1 F_1''' T_1^2 Qi_{20} -$$

$$- 6\alpha_2 F_2''' (Qi_{10})^2 Qi_{20} - 3(\alpha_1 F_1'' - \alpha_2 F_2'')(Qi_{20})^2 + 4\alpha_1 F_1'' T_1 Qi_{30} +$$

$$+ 4\alpha_2 F_2'' Qi_{10} Qi_{30} + (\alpha_1 F_1' - \alpha_2 F_2') Qi_{40}]. \qquad (33)$$

Din ipoteza $q_1 = 0$ rezultă $b_1 = 0$ și în virtutea relațiilor (10) și (12),

$$Qi_{10} = Qi_{01} = Qi_{11} = 0. \qquad (34)$$

Termenii din (33) care conțin aceste mărimi vor dispare. Alți termeni ai acestei relații se vor dovedi nuli dacă vom folosi observația că produsul SQi_{jk}, în care S reprezintă o mărime sinusoidală oarecare de pulsație ω, are o valoare medie nulă în ipoteza $q_1 = 0$. Într-adevăr, singurul termen din expresia lui Qi_{jk} care va da prin înmulțire cu S un produs cu valoare medie nenulă este componenta de pulsație ω. Dar Qi_{jk} se obține prin aplicarea operatorului $\frac{Q}{1+(F_1'+F_2')Q}$ unei sume de sinusuri ; pe pulsația ω acestui operator îi corespunde impedanța de transfer $\bar{b}_i$ nulă în modul după ipoteza admisă. În concret, pentru cazul considerat $\widetilde{T_1 Qi_{20}} = 0$.

În sfîrșit simplificarea maximă a expresiei (33) se obține ținîndu-se seama și de ipoteza caracteristicilor identice

$$(\widetilde{i_g})_{40} = -F^{IV}\widetilde{T_1^4} + 6F'''\widetilde{T_1^2 Qi_{20}} = -\frac{3}{8}(F^{IV} - 4b_0 F'' F'''). \qquad (35)$$

Folosind observațiile precedente, pentru următoarele două derivate ce figurează în (32) obținem

$$(\widetilde{i_g})_{31} = \text{Med}\,[\alpha_1 F_1^{IV}(Qi_{01}) T_1^3 - \alpha_2 F_2^{IV} T_2 (Qi_{10})^3 + 3\alpha_1 F_1''' T_1^2 Qi_{11} -$$

$$- 3\alpha_2 F_2''' (Qi_{10})^2 Qi_{11} - 3\alpha_1 F_1''' T_1 Qi_{01} Qi_{20} + 3\alpha_2 F_2''' T_2 Qi_{10} Qi_{20} -$$

$$- 3(\alpha_1 F_1'' - \alpha_2 F_2'') Qi_{11} Qi_{20} + 3\alpha_1 F_1'' T_1 Qi_{21} + 3\alpha_2 F_2'' Qi_{10} Qi_{21} -$$

$$- \alpha_1 F_2'' Qi_{01} Qi_{30} - \alpha_2 F_2'' T_2 Qi_{30} + (\alpha_1 F_1' - \alpha_2 F_2') Qi_{31}] = 0 \qquad (36)$$

și

$$(\widetilde{i_g})_{22} = \text{Med}\,[-\alpha_1 F_1^{IV} T_1^2 (Qi_{01})^2 + \alpha_2 F_2^{IV} T_2^2 (Qi_{10})^2 - 2\alpha_1 F_1''' T_1 Qi_{01} Qi_{11} +$$
$$+ 2\alpha_2 F_2''' T_2 Qi_{10} Qi_{11} + \alpha_1 F_1''' T_1^2 Qi_{02} - \alpha_2 F_2''' T_2^2 Qi_{20} +$$
$$+ \alpha_1 F_1''' (Qi_{01})^2 Qi_{20} - \alpha_2 F_2''' (Qi_{10})^2 Qi_{02} - 2\alpha_1 F_1''' T_1 Qi_{01} Qi_{11} +$$
$$+ 2\alpha_2 F_2''' T_2 Qi_{10} Qi_{11} - 2(\alpha_1 F_1'' - \alpha_2 F_2'')(Qi_{11})^2 + 2\alpha_1 F_1'' T_1 Qi_{12} -$$
$$- 2\alpha_2 F_2'' T_2 Qi_{21} - (\alpha_1 F_1'' - \alpha_2 F_2'') Qi_{20} Qi_{02} - 2\alpha_1 F_1'' Qi_{01} Qi_{21} +$$
$$+ 2\alpha_2 F_2'' Qi_{10} Qi_{12} + (\alpha_1 F_1' - \alpha_2 F_2') Qi_{22}] =$$
$$= \alpha_1 F_1''' \widetilde{T_1^2 Qi_{02}} - \alpha_2 F_2''' \widetilde{T_2^2 Qi_{20}} = \frac{b_0}{4} \alpha_1 F_2'' F_1''' - \frac{b_0}{4} \alpha_2 F_1'' F_2''' = 0. \quad (37)$$

Folosind observația de sub asterisc de la p. 5 deducem

$$(\widetilde{i_g})_{04} = -(\widetilde{i_g})_{40}, \quad (\widetilde{i_g})_{13} = -(\widetilde{i_g})_{31} \quad (38)$$

Cu ajutorul rezultatelor (35), (36), (37) și (38) relația (32) se reduce la forma simplă

$$E^{IV} = -\frac{8\alpha(U'^2 + U''^2) U' U'' \cos\varphi}{4!} (i_g)_{40} =$$
$$= \frac{\alpha(U'^2 + U''^2) U' U'' \cos\varphi}{2^3} [F^{IV} - 4b_0 F'' F''']. \quad (39)$$

În ipoteza de lucru $q_1 = 0$, ieșirea utilă este identică în cazurile cu și fără reacție, astfel încît expresia lui Π se poate scrie direct

$$\Pi = \frac{E^{IV}}{(E^{IV})_{b_0=0}} = 1 - 4b_0 \frac{F'' F'''}{F^{IV}}. \quad (40)$$

Comparînd această formulă cu expresia (34) din [1] a lui Π pentru cazul reacției separate, putem remarca următoarele:

1. Deși $q_0 \neq 0$, factorul $1 + F'q_0$, care după cum am văzut [1] este principala cauză de înrăutățire a preciziei, nu este prezent în relația (40).

2. Π tinde către o valoare asimptotică finită cînd $b_0(q_0) \to \infty$. Creșterea lui Π (dacă are loc) este deci limitată. La limită, termenul al doilea din (40) reprezintă doar $\frac{1}{2}$ din termenul corespunzător al expresiei (34) din [1].

Cele stabilite la 1) și 2) motivează folosirea reacției pe curent continuu oricît de mare ar fi ea, fără pericolul unei creșteri apreciabile a erorii.

3. Dacă $\frac{F'' F'''}{F^{IV}} > 0$, eroarea E^{IV} se poate anula. În general, această situație nu prezintă interes din cauza valorii reduse a reacției ce determină anularea lui Π.

Să evaluăm în particular valoarea lui Π dată de (40) în ipoteza unor caracteristici exponențiale,

$$\Pi = 1 - \frac{4F'q_0}{1+2F'q_0} \cdot \frac{F''F'''}{F'F^{IV}} = \frac{1-2F'q_0}{1+2F'q_0} . \tag{41}$$

Valoarea reacției de anulare a erorii este egală cu $\frac{1}{2}$, insuficient de mare pentru stabilizarea nulului. Din ultima relație mai rezultă că $|\Pi| \leqslant 1$, cu alte cuvinte eroarea E^{IV} nu poate decît să scadă în urma aplicării reacției pe curent continuu.

★

Făcînd bilanțul, vom nota efectele radical diferite ale reacției pe fundamentală și pe curent continuu. Prima reduce sensibilitatea, scade calitatea echilibrării dinamice și introduce erori de măsurătoare apreciabile. Reacția pe curent continuu, dimpotrivă, practic nu micșorează sensibilitatea, în unele cazuri chiar ușurează echilibrarea dinamică iar în ceea ce privește eventuala dar neobligatoria micșorare a preciziei, aceasta poate fi menținută în limite acceptabile.

O reacție comună pe curent continuu este pe deplin tolerabilă în schemă din punctul de vedere al calităților ei dinamice. Cum practic întotdeauna reacția pe curent continuu introduce o reacție reziduală pe fundamentală, împotriva ultimei trebuiesc luate măsuri drastice. Eficiența acestor măsuri trebuie verificată cu ajutorul formulei (29).

ОТРИЦАТЕЛЬНАЯ ОБРАТНАЯ СВЯЗЬ В МОСТИКОВЫХ ЭЛЕКТРОННЫХ ВАТТМЕТРАХ

СООБЩЕНИЕ II

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В предыдущем сообщении автор рассматривал эффект, производимый отрицательной обратной связью, действующей на каждую электронную лампу ваттметра.

В настоящем сообщении, являющемся продолжением вышеупомянутого, исследуется эффект, производимый общей обратной связью на стабильность эталонирования, динамическую неуравновешенность, уравновешение и точность. Указывается на неблагоприятное влияние, вызываемое обратной связью по первой гармонике на чувствительность и точность. Автор устанавливает, что обратная связь по постоянному току улучшает или по крайней мере снижает в допустимой мере параметры схемы. Отсюда вытекает, что обратная связь по постоянному току может быть использована для уменьшения сползания нуля без снижения при этом динамических качеств схемы.

RÉACTION NÉGATIVE APPLIQUÉE AUX WATTMÈTRES ÉLECTRONIQUES EN PONT

NOTE II

(RÉSUMÉ)

Dans le numéro précédent de la présente revue, l'auteur a examiné l'effet de la réaction négative, appliquée séparément à chacun des tubes électroniques du wattmètre.

Dans le présent travail, faisant suite à l'article mentionné ci-dessus, on étudie l'effet de la réaction commune sur la stabilité de l'étalonnage, sur le déséquilibre dynamique, sur l'équilibrage et sur la précision. On met en évidence l'influence défavorable sur la sensibilité et la précision de la réaction sur la fondamentale. On établit que la réaction en courant continu améliore, ou tout au plus réduit d'une façon acceptable, les paramètres du schéma. On en conclut que la réaction en courant continu peut-être utilisée en vue de réduire la dérive, sans par cela préjudicier aux qualités dynamiques du schéma.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Cehan-Racoviță, *Reacția negativă la wattmetrele electronice în punte.* Nota I. Studii și cercetări de energetică, t. VII, nr. 2, 1957, p. 279.
2. — *Despre stabilizarea nulului prin reacție comună la schemele echilibrate în paralel.* Studii și cercetări de energetică, t. VII, nr. 1, 1957, p. 125.

REFERITOR LA ARTICOLUL „SCHEMA ECHIVALENTĂ ȘI REGIMURILE DE LUCRU ALE BOBINELOR DE REACTANȚĂ SECȚIONATE", de V. NITU *)

În lucrarea sa autorul examinează tipurile de bobine secționate, arătînd toate avantajele acestei soluții. Cazul în care această soluție dă rezultate mai slabe decît alte soluții este însă mai puțin documentat. De aceea vom aduce următoarea completare, făcînd o comparație între această soluție și soluția clasică, în special din punctul de vedere al calității.

În soluția clasică, după care se pune o bobină de reactanță pe fiecare plecare în parte, în caz de scurt circuit pe plecarea respectivă tensiunea remanentă pe bara respectivă în timpul scurtcircuitului ajunge la valoarea 0,7—0,8 din tensiunea nominală. Astfel, la rețelele importante de 6, 10, 15 kV, unde pînă la bara respectivă sînt 2—3 timpi de protecție, timpul de declanșare al întrerupătorului după bara respectivă trece de o secundă. Această situație există azi în toate rețelele de orașe mari (și la București). Tensiunea remanentă pe care o asigură bobina individuală pe plecarea respectivă face ca inconvenientele date de defect în restul plecărilor să fie neglijabile în timpul defectului.

În cazul soluției aici propuse, în caz de scurtcircuit pe o plecare, tensiunea barei este $U = 0$. Tot restul plecărilor sînt afectate, multe motoare putîndu-și pierde stabilitatea pînă la revenirea tensiunii. Lumina dispare bineînțeles complet, nemaiexistînd o ușoară pîlpîire ca în soluția clasică.

Pe bara cuplată prin bobină se înregistrează în schimb o ridicare a tensiunii, simțită de consumatori prin variația intensității luminoase a becului.

Aceste dezavantaje ale soluției aici discutate se micșorează simțitor în cazul cînd există un singur timp de protecție pentru rețea, întrerupătoarele după bara respectivă tăind instantaneu în caz de defect.

Din cele de mai sus reiese că există unele granițe pentru această soluție, pe care am căutat în completarea studiului să le scoatem foarte pe scurt în evidență.

P. Dimo

RĂSPUNS LA NOTA: REFERITOR LA ARTICOLUL „SCHEMA ECHIVALENTĂ ȘI REGIMURILE DE LUCRU ALE BOBINELOR DE REACTANȚĂ SECȚIONATE", de P. DIMO

Față de observațiile făcute de P. Dimo în nota din acest volum, ar mai fi de adăugat următoarele:

1. Aplicarea bobinelor de reactanță secționate, în special pentru stațiile de transformare nu mai întîmpină nici un fel de obiecții în ultimul timp în practica proiectării din U.R.S.S.

*) Publicată în Studii și cercetări de energetică, t. VII, nr. 2, 1957.

Astfel, în ordinul ministrului centralelor electrice din U.R.S.S. din 13 octombrie 1956, se arată că pentru limitarea curenților de scurtcircuit se propune larga folosire în circuitul transformatorilor a bobinelor de reactanță secționate, având intensitatea curenților nominali pe o secțiune de 1500, 2000 și 3000 A.

Avantajele tehnico-economice care conduc la utilizarea pe scară largă a acestor tipuri de bobine au fost arătate în articol.

2. Nivelul tensiunii în timpul unui scurtcircuit pe barele de alimentare, în cazul unei scheme cu bobine de reactanță secționate, trebuie comparat cu cel al schemelor fără bobine și nu cu cel al schemelor cu bobine de reactanță individuale, care nu reprezintă cazul tipic.

Diferența de tensiune dintre secțiuni, care apare în caz de scurtcircuit, nu prezintă importanță pentru consumatori, deoarece aceștia se alimentează fie de la o secțiune, fie de la o alta. După calculele făcute de L. I. D v o s k i n, creșterea tensiunii pe bara neavariată poate atinge 1,35 U_n, ceea ce nu prezintă pericol nici pentru izolația motoarelor și cablurilor, nici pentru becuri, datorită intervalului scurt în care se desfășoară avaria.

V. I. Nitu

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ

VIZITA PROF. E. RAMMLER LA INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

În cursul vizitei pe care au făcut-o în R.D.G. în ianuarie 1956, specialiştii în probleme de ardere din Institutul de energetică au vizitat pe prof. E. Rammler de la Academia Minieră din Freiberg. În cursul discuţiilor ce au avut loc s-a constatat utilitatea vizitării de către prof. E. Rammler a zăcămintelor carbonifere şi a industriei carbonifere din ţara noastră, pentru a-şi putea forma o părere precisă şi în felul acesta să poată da consultaţiile pe care diferite ministere şi institute de la noi le cer cu insistenţă.

Prof. E. Rammler, membru al Academiei Germane de ştiinţe, laureat al Premiului naţional, este o personalitate ştiinţifică de prim rang în domeniul utilizării cărbunilor având lucrări foarte importante în problemele de măcinare şi arderea cărbunilor, a fabricării cocsului din cărbune brun, a semicocsificării etc.

Programul vizitei a fost alcătuit ţinînd seama de următoarele considerente :

— Căpătarea de către prof. Rammler a unei priviri de ansamblu asupra tuturor problemelor legate de utilizarea cărbunilor din R.P.R. şi cunoaşterea mai aprofundată a cîtorva aspecte de importanţă economică majoră.

— Analizarea de către prof. E. Rammler a problemelor de utilizarea cărbunilor, studiate în prezent de către Institutul de energetică şi obţinerea unor indicaţii de orientare generală.

Prof. E. Rammler a sosit în Bucureşti la 21 mai 1957. A doua zi a vizitat Institutul de energetică şi a avut conversaţii cu şefii de secţii ai institutului fiind informat asupra aspectelor energetice ale tehnicii şi economiei din R.P.R. Ziua următoare a petrecut-o la Secţia de termoenergetică, analizînd o parte din lucrările efectuate în această secţie, cercetînd instalaţiile experimentale ; s-au obţinut astfel indicaţii preţioase în ceea ce priveşte măcinarea cărbunilor, arderea în strat sau în stare pulverizată, proprietăţile fizico-chimice ale cărbunilor.

În zilele de 24—26 mai 1957, însoţit de delegatul institutului nostru, prof. E. Rammler a vizitat centralele termoelectrice de lignit de la Doiceşti şi Schitu Goleşti, staţia de deshidratare de la Schitu Goleşti, precum şi bazinele carbonifere respective.

Ziua următoare prof. E. Rammler a petrecut-o la Secţia de combustibili solizi a institutului nostru, interesîndu-se de problemele ce se studiază : epurarea ligniţilor, brichetarea, cocsificarea cărbunilor din Valea Jiului etc.

În zilele de 28—30 mai prof. E. Rammler însoţit de un delegat al nostru şi de delegatul Ministerului minelor, a vizitat cocseria de la Hunedoara, semicocseria de la Calan, staţia de preparare de la Petrila, exploatarea de lignit de la Rovinari.

În ultimele două zile ale şederii sale prof. E. Rammler a fost invitat la Ministerul minelor, Ministerul industriei grele şi Comisia de Stat pentru planificare, unde a dat consultaţii în problemele de energetică a cărbunilor.

Profesorul E. Rammler a rămas plăcut impresionat de realizările industriei noastre, accentuînd în special rezultatele obţinute în semicocsificarea în pat fluidizat. De asemenea, a apreciat alegerea justă de către colectivele Institutului de energetică a soluţiilor principiale în problemele utilizării cărbunilor, insistînd însă asupra necesităţii studierii gazeificării sub presiune a ligniţilor, problemă ce nu a fost încă atacată la noi. D-sa ne-a dat informaţii preţioase relative la probleme similare, studiate la institutele ce le conduce în R.D.G. În afară de acest ajutor direct, Institutul de energetică a mai profitat de vizita prof. E. Rammler prin consultaţiile ce au fost date Ministerelor şi C.S.P., consultaţii la care prof. E. Rammler a confirmat seriozitatea şi valoarea cercetărilor întreprinse la Institutul de energetică şi legate de diversele aspecte de valorificare a cărbunilor din R.P.R.

D. B.

B. HELLER, *Die freien Schwingungen zweier elektrisch und magnetisch gekoppelter Spulen* (Oscilațiile libere a două bobine electrice și magnetice), Acta Tehnica, Academia Praha, 1955, 83 pag., 7 ref. lit., 1 apendice.

Elucidarea efectelor electromagnetice la aplicarea unor tensiuni de șoc la înfășurările unor transformatoare întîmpină dificultăți mari, deoarece atît înfășurarea primară cît și cea secundară reprezintă circuite oscilante cu inductanță și capacitanță repartizată, ele influențîndu-se reciproc din cauza cuplajelor inductive și capacitive. Pe măsură ce se iau în considerare mai exact fenomenele, calculele devin mai complicate și mai greu de urmărit, iar dacă se fac aproximații, rezultatele nu mai concordă bine cu experiențele. În fruntea unui colectiv de cercetători, autorul a calculat propagarea undelor în înfășurări, ținînd seama de inductanța mutuală a spirelor ambelor înfășurări. Lucrarea reprezintă o încercare de a calcula oscilațiile libere ale unor circuite cu parametrii repartizați, ținînd seama și de cuplajele capacitive ale înfășurărilor. Pentru aceasta, se introduc cîteva aproximații remarcabile. Inductanțele mutuale pentru două spire concentrice ale aceleeași bobine de rază egală r și la distanța a în aer se scriu

$$M = M_0 e^{-\lambda \frac{a}{r}}, \qquad (\lambda \approx \pi), \tag{1}$$

iar pe un miez de fier la distanța b de conductorul spirei,

$$M = M_0 \frac{\ln \sqrt{1 + 4\left(\frac{b}{a}\right)^2}}{\ln \sqrt{1 + 4\left(\frac{b}{\rho}\right)^2}}, \tag{2}$$

unde $M_0 = L$ este inductanța proprie a bobinei.

Pentru două spire concentrice de raze neegale r_1 și r_2 în aer

$$\frac{M}{M_0} = e^{-\frac{3}{2}\frac{a}{\sqrt{r_1 r_2}}}, \tag{3}$$

iar pe miez de fier

$$\frac{M}{M_0} = e^{-\frac{a}{\sqrt{b_1 b_2}}}. \tag{4}$$

Aceste aproximații se introduc în ecuațiile diferențiale ale curenților în cele două bobine, de forma

$$\frac{\partial i_1}{\partial x} = - C_1 \frac{\partial u_1}{\partial t} - C_{12} \frac{\partial (u_1 - u_2)}{\partial t} + k_1 \frac{\partial^3 u_1}{\partial x^2 \partial t} \tag{5}$$

pentru înfășurarea primară.

Căderea de tensiune spațială fiind cu notațiile cunoscute

$$- \frac{\partial u}{\partial x} = N \frac{\partial \Phi}{\partial t}, \tag{6}$$

fluxul în prima bobină se scrie (pe unitatea de lungime)

$$\Phi_1 = \int_0^1 N_1 M_1(x, \xi) i_1(\xi) \, \mathrm{d}\xi + \int_0^1 N_2 M_{12}(x, \xi) i_2(\xi) \, \mathrm{d}\xi. \tag{7}$$

Beneficiind de aproximațiile (3) și (4), se deduc două ecuații diferențiale de forma

$$\frac{\partial^2 \Phi_1}{\partial x^2} = \lambda^2 \Phi_1 - 2\lambda (N_1 M_{10} i_1 + N_2 M_0 i_2) \tag{8}$$

pentru fluxuri, care se precizează eliminînd tensiunile și curenții din ecuațiile (5), (6) și (8). Soluțiile se presupun de forma undelor staționare

$$\Phi_1 = F_1 \, e^{j\alpha x} \, e^{j\omega t}, \tag{9}$$

introducîndu-se expresii simplificate pentru coeficienții de scăpări ν, care rezultă din relațiile (2) și (4). Astfel, după cîteva aproximații care corespund unor situații întîlnite la transformatoare de mare putere, rezultă o ecuație caracteristică de forma

$$A\omega^4 + B\omega^2 = C \tag{10}$$

pentru oscilațiile proprii ale sistemului. La o valoare ω^2 corespund patru valori α^2 diferite, două dînd soluții funcții trigonometrice, celelalte două funcții hiperbolice de repartizare spațială.

Se tratează apoi cîteva cazuri speciale : calculul undelor în transformatoare,

— fără cuplaje capacitive,

— cu capacități egale,

— cu simetrie perfectă a înfășurărilor, rezultînd

$$\omega^2 = \frac{\alpha^2 (\alpha^2 + \lambda^2)}{B l_0 2 (\nu + 1) N^2 \lambda C}, \tag{11}$$

— cu cuplajul magnetic strîns,

— cu bobine scurte,

— cu bobine lungi.

În acest cadru se discută raportul de amplitudini $\eta = F_1/F_2$ și se calculează frecvențele proprii α în ambele înfășurări pentru toate aceste cazuri.

Considerînd numai funcțiile trigonometrice de repartizare, se scriu expresiile generale ale undelor de curenți și tensiuni în ambele înfășurări. Atunci cînd înfășurările sînt legate în diferite feluri, se impun diferite condiții la limite, rezultînd diferite valori ale frecvențelor proprii de repartizare. Se constată că nici amplitudinile nici frecvențele oscilațiilor libere ale

tensiunii în cele două bobine nu sînt în raport cu numărul spirelor, ci au o relaţie mult mai complicată, ceea ce s-a verificat şi în experienţe. Se analizează apoi cazul cînd miezul de fier este ecranat de o bobină terţiară, considerîndu-se în calcule numai cuplajul capacitiv al ambelor înfăşurări. Dacă legăturile înfăşurărilor sînt simetrice, în soluţii nu apar decît oscilaţiile proprii ale unei bobine, undele în cealaltă înfăşurare putîndu-se exprima prin acestea.

Amplitudinile funcţiilor proprii se calculează din suprapunerea stării iniţiale a tensiunilor u_0, în care numai capacităţile au un rol, şi a stării staţionare a tensiunilor u_∞, în care intervin şi cuplajele inductive,

$$u_0 - u_\infty = \sum_n A_n f_n(x). \tag{12}$$

Cum funcţiile $f_n(x)$ care se însumează nu reprezintă un sistem ortogonal, se aplică o metodă aproximativă, calculîndu-se repartizarea pentru fiecare armonică superioară separat. Dezvoltînd termenul din stînga în serie Fourier şi identificînd termenii de forma (13),

$$Z_k = \sum_n A_{nk} Y_k, \tag{13}$$

$$Z_k = \int_0^1 (u_0 - u_\infty) \frac{\sin k\pi x}{\sin k\frac{\pi}{2} x} \, dx, \tag{14}$$

din care amplitudinile A_n ale oscilaţiilor proprii se pot calcula în funcţie de condiţiile la limită (legăturile la borne).

Efectuînd calculul numai pentru una dintre înfăşurări formulele devin mai simple.

Aceste rezultate teoretice se aplică la analiza comportării transformatoarelor de mare putere şi înaltă tensiune, şi înfăşurare terţiară. Pentru parametrii λ, r_1 / r_2 şi coeficientul de dispersie ν se aleg anumite valori numerice, care se introduc în calcule. Se obţin oscilaţiile proprii ale înfăşurărilor, precum şi expresiile curenţilor şi tensiunilor în funcţie de timp şi spaţiu. Se studiază diferite cazuri, de exemplu două capete de bobine legate la pămînt, cazul transformatorului cu reglaj în sarcină, cazul cu înfăşurare de joasă tensiune legată de în scurt-circuit. În concluzie, se constată că la transformatoare mari ecranate cu ajutorul unei înfăşurări terţiare în spectrul oscilaţiilor proprii spaţiale apar două grupe de frecvenţe α şi β, care au un raport constant. Valoarea proprie minimă β_1 a grupei β este aproximativ egală cu prima valoare proprie a înfăşurării primare fără cea secundară ($\beta_1 \approx \pi$ pentru un capăt pus la pămînt, $\beta_1 \approx \frac{\pi}{2}$ pentru un capăt izolat). Calculul amplitudinilor se face cu ajutorul formulelor (13) în funcţie de diferenţa de tensiuni $u_0 - u_\infty$, coeficienţii A_n ai amplitudinilor rezultînd din partea dreaptă a ecuaţiilor (13). Cu cît diferenţa $u_0 - u_\infty$ în repartizarea iniţială şi staţionară este mai mare, cu atît amplitudinile oscilaţiilor proprii A_n iau valori mai mari. Valoarea maximă apare pentru $k = 1$. Repartizarea cvasistaţionară finală u_∞ depinde de punerea sau nepunerea la pămînt a înfăşurării. În înfăşurarea pusă la pămînt, repartizarea finală pentru o undă dreptunghiulară este liniară

$$u_{1\infty}(x) = 1 - x, \tag{15}$$

iar dacă repartizarea iniţială este exponenţială $u'_{10} \approx e^{-\rho x}$, atunci

$$Z_{11} \approx \frac{\pi}{8}\left(1 - \frac{1}{\rho}\right). \tag{16}$$

Dacă înfășurarea secundară este la un capăt pusă la pămînt, iar la celălalt izolată, atunci

$$u_{2\infty} = \frac{N_2}{N_1}(x - 1) \tag{17}$$

și cu o repartizare inițială $u'_{20} = ae^{-\rho x}$ $(a < 1)$, rezultă

$$Z_{21} \approx \frac{\pi}{8}\left(\frac{N_2}{N_1} + \frac{a}{\rho}\right). \tag{18}$$

În cazul unui capăt izolat al înfășurării primare, repartizarea finală este constantă și egală cu amplitudinea undei incidente în înfășurarea secundară, tot constantă, amplitudinea fiind însă redusă în funcție de capacitățile parțiale.

Deci amplitudini mari apar dacă înfășurarea primară este pusă la pămînt, pe cînd cea secundară are un capăt izolat, celălalt fiind pus la pămînt. Tensiunea între diferitele puncte ale ambelor înfășurări poate fi în acest caz mai mare decît amplitudinea unde incidente. Acest maxim apare aproape de bornele de intrare ale ambelor înfășurări. Astfel de situații apar în realitate la transformatoare de distribuții cu înfășurarea primară pusă la pămînt, iar cea secundară izolată, cît și la transformatoare cu reglare în sarcină și înfășurare regulatoare izolată.

Dacă pe partea înfășurării secundare se păstrează cel puțin o linie în gol, aceasta, din cauza impedanței de undă foarte mici reprezintă un scurtcircuit al înfășurării secundare, supratensiunile ce apar nefiind periculoase. Canalul de ulei între cele două înfășurări trebuie dimensionat după comportarea la impuls, ținînd seama de condițiile defavorabile ce pot să apară în exploatări.

Lucrarea reprezintă o contribuție teoretică cu totul excepțională, aducînd lămuriri în ceea ce privește fenomenele complicate care apar în interiorul transformatoarelor la impulsuri de tensiune. Felul cum se aplică aproximațiile pentru a putea rezolva — la limită — ecuațiile diferențiale fără a renunța la fondul fenomenelor fizice poate fi luat ca exemplu de rezolvare matematică a unor probleme tehnice. Remarcabile sînt și concluziile practice la care s-a ajuns în urma analizei teoretice. De ele trebuie să țină seama specialiștii în exploatare, mai ales în cazul analizei unei avarii din cauza supratensiunilor atmosferice.

A. Avramescu

M. G. SAY, *Rotating amplifiers.* George Newnes Limited, Londra, 1954, 152 pag., 93 fig., 31 ref. bibl.

Dezvoltarea diferitelor tipuri de mașini amplificatoare de curent continuu și aplicarea acestora în schemele de automatizare a cunoscut un deosebit progres în ultimii ani. În lucrarea pe care o recenzăm, se prezintă în mod sistematic principalele mașini amplificatoare : amplidina, metadina, magniconul și mașina magnavolt.

Lucrarea cuprinde o prefață, introducerea și opt capitole, concepute de B. Adkins, K. F. Raby, A. W. Blackhurst, E. A. Binney și A. L. Whiteley.

În primul capitol se expune principiul de funcționare al mașinilor cu cîmp transversal, se stabilește ecuația caracteristicii de transfer în formă operațională (folosind operatorul lui Heaviside) și se studiază regimul tranzitoriu în funcție de starea de compensare a mașinii atît pentru tensiunea de comandă constantă, cît și pentru tensiunea sinusoidală.

Modul de construcție și caracteristicile de funcționare ale amplidinei și metadinei constituie obiectul celui de-al doilea capitol. Statorul mașinii, care formează partea cea mai deosebită din punct de vedere constructiv, este descris amplu în această parte. Se menționează, de asemenea, mijloacele folosite pentru micșorarea influenței fenomenului de histerezis asupra caracteristicii în gol a amplidinei și se arată modul de obținere a unei compensări totale a reacției indusului.

Încercările amplidinei și metadinei, cît și întreținerea cerută de aceste mașini, sînt prezentate foarte succint în capitolul 3. După prezentarea încercărilor tip care se efectuează la toate mașinile de curent continuu, se dau indicații cu privire la determinarea constantelor de timp.

Magniconul, una din mașinile amplificatoare inventată în Anglia, formează obiectul capitolului următor. Se expun mai întîi particularitățile constructive ale acestei mașini și se prezintă apoi principiul de funcționare.

Încercările speciale ale magniconului se expun în strictă dependență de aplicația industrială principală dată acestei mașini ; magniconul este folosit ca excitator și regulator de tensiune pentru alternatoarele sincrone de putere mică.

În capitolele 5 și 6 se expune principiul de funcționare al mașinii magnavolt (rototrol, regulex etc.) într-unul sau mai multe etaje și se prezintă încercările speciale ale acestei mașini.

Capitolul 7, foarte clar expus, tratează despre principiile sistemelor de control. În prima parte se dau explicații cu privire la terminologia folosită în automatizare. În continuare sînt tratate teoria elementară a sistemelor de reglare în circuit închis, cu referire în deosebi la amplidină, și considerații privitoare la circuitele de stabilizare.

Lucrarea se încheie cu un capitol în care se arată principalele aplicații industriale ale mașinilor amplificatoare; astfel, se prezintă scheme de automatizare în care amplidina este folosită ca regulator pentru solicitările mecanice (de exemplu la întindere) sau ca amplificator de putere în regulatorul de tensiune. Se prezintă și o schemă pentru menținerea vitezei constante a motorului de curent continuu, în care magniconul este folosit ca element de control.

În anexă se prezintă schematic domeniile de utilizare ale celor patru mașini expuse în lucrare.

Această carte este o excelentă introducere în studiul mașinilor electrice amplificatoare, folosite în aplicațiile industriale din ultimii ani. Din lucrare rezultă evident folosirea pe scară largă a amplidinei și a metadinei în schemele de automatizare. Magniconul prezintă dificultăți de construcție și are aplicații limitate.

Stabilirea ecuației caracteristicii de transfer pentru mașinile cu cîmp transversal este clară și utilă pentru explicarea influenței fenomenelor secundare (cum ar fi reacția pozitivă și negativă, compensarea incompletă etc.) asupra performanțelor acestor mașini.

În raport cu mașinile amplificatoare cu cîmp transversal, considerăm că mașina magnavolt este expusă doar în principiu; prezentarea cîtorva aplicații industriale, cunoscute de mult în literatura tehnică, ar fi concretizat mai mult importanța acestei mașini.

O comparație critică între aceste tipuri de mașini amplificatoare se impune pentru a ușura alegerea tipului optim într-o schemă de automatizare. Prezentarea performanțelor acestor mașini era utilă, pentru ca cititorul să tragă și singur concluzia asupra avantajelor unui tip față de altul.

Exprimarea factorului de amplificare a puterii și a constantei de timp în funcție de dimensiunile principale ale mașinii și de proprietățile electrice și magnetice ale materialelor folosite ar fi putut constitui punctul de plecare pentru compararea performanțelor diferitelor tipuri.

Simplitatea în expunere și conciziunea stilului permit ca lucrarea să fie urmărită ușor; aceasta nu este însă făcută în detrimentul nivelului superior la care sînt prezentate principalele capitole.

C. V. Bălă

ABONAMENTELE SE FAC LA OFICIILE POŞTALE
PRIN FACTORII POŞTALI ŞI DIFUZORII VOLUNTARI
DIN ÎNTREPRINDERI ŞI INSTITUŢII

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
1883

ÎNTREPRINDEREA
POLIGRAFICĂ Nr. 3
BUCUREȘTI

C. 1734.

Lei 5.—

F 923 d

KAT

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

Institut de ... Tehnică
TAUSCH - OMEHA

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Országos Műszaki Könyvtár TULAJDONA

4

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ORSZÁGOS 1883

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

4

ANUL VII

1957

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

ACADEMICIAN I. S. GHEORGHIU — *redactor responsabil*; ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R. P. R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU.

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul VII, nr. 4 1957

SUMAR

Pag.

ENERGETICĂ GENERALĂ

CSABA NAGY, MARIUS ELEFTERESCU şi ALEXANDRU PAP, Contribuţie la studierea în ansamblu a instalaţiilor pneumatice miniere . . . 569

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

PAUL IOANID, Studiul teoretic şi experimental al turbionatorului frigorific pe gaz metan 585
ADRIAN CĂLIN VASILESCU şi IULIU CSERVENY, Mărimi ce definesc calitativ procesele de lucru ale compresoarelor cu jet de gaze 617
PAUL IOANID, Compresorul cu jet de secţiune constantă pentru comprimarea gazului metan 635

MOTOARE TERMICE

MIRCEA NĂSTASE, Cercetări asupra îmbunătăţirii pornirii motorului KD-35 la temperaturi scăzute 647

COMBUSTIBILI SOLIZI

I. BLUM, FR. BOLCHI, FR. BARCA şi TH. PIATKOWSKI, Surse termoenergetice din sud-estul ţării. Nota I. Valorificarea stufului prin autoaglomerare 655
I. BLUM, FR. BOLCHI şi FR. BARCA, Surse termoenergetice din sud-estul ţării. Nota II. Brichetarea stufului parţial carbonizat 663

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

M. V. POPOV, Un criteriu suficient de stabilitate bazat pe determinarea aproximativă a poziţiei valorilor caracteristice ale unei matrici în planul complex 673
F. MANEA, Ecuaţiile operaţionale ale unor maşini electrice rotative 683
C. APETREI şi D. CREŢU, Modelarea excitatoarelor maşinilor sincrone . . . 695
E. ARIE şi S. IONESCU, Aproximaţii introduse prin folosirea schemelor echivalente în calculul regimurilor staţionare şi al stabilităţii statice a sistemelor electrice 709
D. N. NESTORESCU, Examinarea factorului de putere în circuite serie cu parametrii variabili 747
M. CEHAN-RACOVIŢĂ, Citeva fenomene particulare observate la tuburi electronice cu ecranul nedecuplat. I. Efecte de pantă şi rezistenţă negativă la tuburi electronice cu ecranul nedecuplat 759

NOTE 777
RECENZII 791
AUTOREFERAT 795

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome VII, n° 4 1957

SOMMAIRE

Page

ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE

CSABA NAGY, MARIUS ELEFTERESCU et ALEXANDRU PAP, Contribution à l'étude d'ensemble des installations pneumatiques minières . . 569

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE

PAUL IOANID, Etude théorique et expérimentale du tourbillonnateur frigorifique à gaz naturels 585

ADRIAN CĂLIN VASILESCU et IULIU CSERVENY, Grandeurs caractérisant qualitativement les conditions de fonctionnement des compresseurs à jet de gaz 617

PAUL IOANID, Compresseur à jet, de section constante, pour la compression des gaz naturels 635

MOTEURS THERMIQUES

MIRCEA NĂSTASE, Recherches sur l'amélioration du démarrage à basse température du moteur KD-35 647

COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM, FR. BOLCHI, FR. BARCA et TH. PIATKOWSKI, Nouvelles sources thermoénergétiques dans le Sud-Est de la R.P. Roumaine. Note I. Mise en valeur du roseau par auto-agglomération 655

I. BLUM, FR. BOLCHI et FR. BARCA, Nouvelles sources thermoénergétiques dans le Sud-Est de la R. P. Roumaine. Note II. Le briquetage du roseau partiellement carbonisé 663

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

M. V. POPOV, Un critérium de stabilité suffisant, basé sur la détermination approximative de la position des valeurs caractéristiques d'une matrice dans le plan complexe 673

F. MANEA, Equations opérationnelles de quelques machines électriques rotatives 683

C. APETREI et D. CREȚU, Le modelage des excitatrices des machines synchrones 695

E. ARIE et S. IONESCU, Approximations introduites par l'emploi des schémas équivalents lors du calcul des régimes stationnaires et de la stabilité statique des systèmes électriques 709

D. N. NESTORESCU, Analyse du facteur de puissance dans des circuits en série, aux paramètres variables 747

M. CEHAN-RACOVIȚĂ, Quelques phénomènes particuliers observés dans les tubes électroniques dont l'écran n'est pas découplé. I. Effets de pente et résistance négative des tubes électroniques à l'écran non découplé . . 759

NOTES 777

EXPOSÉS 791

COMPTE RENDU PAR L'AUTEUR 795

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том VII, № 4 1957

СОДЕРЖАНИЕ

ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА Стр.

Ч. НАГИ, М. ЭЛЕФТЕРЕСКУ и А. ПАП, К комплексному исследованию горных пневматических установок 56

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА И ТЕПЛОТЕХНИКА

П. ИОАНИД, Теоретическое и экспериментальное изучение холодильного турбионатора на природном газе 585

А. К. ВАСИЛЕСКУ и Ю. ЧЕРВЕНИ, Величины, качественно определяющие рабочие процессы газоструйных компрессоров . . . 617

П. ИОАНИД, Струйный компрессор постоянного сечения для сжатия природного газа 635

ТЕПЛОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ

М. НЭСТАСЕ, Исследование улучшения запуска двигателя КД-35 при низких температурах 647

ТВЕРДОЕ ТОПЛИВО

И. БЛУМ, Ф. БОЛКИ, Ф. БАРКА и Т. ПЯТКОВСКИ, Новые теплоэнергетические источники на юго-востоке страны. Сообщение I. Использование камыша самоспеканием 655

И. БЛУМ, Ф. БОЛКИ и Ф. БАРКА, Новые теплоэнергетические источники на юго-востоке страны. Сообщение II. Брикетирование частично обугленного камыша. 663

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

М. В. ПОПОВ, Достаточный критерий устойчивости, основанной на приближенном определении положения характеристических значений одной матрицы в комплексной плоскости 673

Ф. МАНЯ, Операционные уравнения некоторых ротационных электрических машин 683

К. АПЕТРЕЙ и Д. КРЕЦУ, Моделирование возбудителей синхронных машин 695

Е. АРИЕ и С. ИОНЕСКУ, Приближения в расчете станционарных режимов и статической устойчивости электрических систем в результате использования эквивалентных схем 709

Д. Н. НЕСТОРЕСКУ, Исследование коэффициента мощности в последовательной цепи с переменными параметрами 747

М. ЧЕХАН-РАКОВИЦЭ, Некоторые особые явления у электронных ламп с неразвязанным экраном. I. Эффекты отрицательной крутизны и отрицательного сопротивления электронных ламп с неразвязанным экраном 759

ЗАМЕТКИ 777

РЕФЕРАТЫ 791

АВТОРЕФЕРАТЫ 795

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

CONTRIBUȚIE LA STUDIEREA ÎN ANSAMBLU A INSTALAȚIILOR PNEUMATICE MINIERE *)

DE

CSABA NAGY, MARIUS ELEFTERESCU și ALEXANDRU PAP

Importanța studierii consumului de aer comprimat pentru țara noastră reiese din aceea că în exploatările carbonifere cele mai importante (Valea Jiului, Anina etc.) circa 60% din energia electrică consumată este utilizată pentru producerea aerului comprimat; aerul comprimat are deci o pondere însemnată în compoziția prețului de cost al cărbunelui și în economia energetică a țării.

În literatură, de obicei, se studiază numai unele din părțile componente ale instalațiilor pneumatice, sau, în cazurile cînd se studiază instalațiile în întregime, nu se tratează interacțiunea dintre diferitele părți componente.

Tratarea în ansamblu a instalațiilor pneumatice, luîndu-se în considerație și interacțiunea părților componente, conduce la unele concluzii interesante privind mărimea și amplasarea stațiilor de compresoare, presiunea de funcționare a rețelei etc.; acest mod de a trata problema, neîntîlnit în literatură, cel puțin în cea consultată de autori, permite a se stabili caracteristicile energetice și a se determina presiunea optimă de funcționare pentru instalațiile pneumatice.

1. CONSIDERAȚII ASUPRA STAȚIILOR DE COMPRESOARE

În privința mărimii și amplasării stațiilor de compresoare există două tendințe:

— amplasarea stațiilor cît mai aproape de consumatori — în subteran — eliminîndu-se astfel rețeaua de transport și

— centralizarea producerii aerului comprimat în unități mari, ceea ce implică necesitatea unor rețele de transport foarte întinse [1].

*) Lucrare prezentată în cadrul Sesiunii generale științifice a Academiei R. P. R., din 26-27 septembrie 1957.

Prima soluţie poate fi adoptată numai pe baza unui temeinic studiu tehnico-economic, de la caz la caz şi nu este pasibilă de generalizări.

În cele ce urmează ne vom ocupa de cea de-a doua tendinţă, făcînd o comparaţie între soluţia *unităţi mari de producere a aerului comprimat şi reţele de transport întinse* şi soluţia *unităţi medii de producere, cu reţele care alimentează numai un număr redus de sectoare apropiate.*

În consideraţiile care urmează se pune numai problema reţelei de transport a aerului comprimat, întrucît reţeaua de distribuţie este oarecum independentă de soluţia ce se alege.

Este cunoscut că pierderile într-o reţea pneumatică se compun din pierderi de debit

$$Q_p = C_1 \cdot d \cdot p_s^n \cdot l \tag{1}$$

şi pierderi de presiune

$$\Delta p = \Delta p_f + \Delta p_{Qf} = C_2 \cdot V^2 \cdot l + C_3 \cdot Q_p, \tag{2}$$

în care

d = diametrul mediu al conductelor,
p_s = presiunea medie în reţea,
n = exponent, caracteristic fiecărei instalaţii,
l = lungimea totală a reţelei,
V = viteza medie de scurgere a aerului comprimat în reţea,
C_1, C_2, C_3 = constante.

În ipoteza că V = const.rezultă că staţiile centrale, cu debite mari nu sînt avantajoase întrucît necesită mărirea diametrului conductelor, lungirea reţelei şi creşterea presiunii în reţeaua de transport, ceea ce măreşte considerabil pierderile în instalaţiile pneumatice.

Mărirea agregatelor producătoare de aer comprimat este motivat în general prin randamentul mai ridicat (5—10 %) al agregatelor mari; considerăm că această recomandare este valabilă numai atît timp, cît se pune problema fărîmiţării puterii în agregate mici, în cadrul aceleiaşi staţii; dacă însă mărirea agregatelor atrage după sine şi o mărire a reţelei de transport, atunci creşterea pierderilor din reţea nu va fi totdeauna compensată de creşterea randamentului agregatelor.

De exemplu, în regiunea Ruhr, unde exploatările carbonifere au o tehnicitate foarte ridicată, pierderile de aer comprimat se ridică la 40% din consumul total [2], în timp ce în sectorul la care am executat noi experimentările, actualmente, sînt de circa 35%, deşi pierderile specifice (m^3/km reduse la diametrul mediu al conductei, d = 100 mm) în cazul cercetat de noi sînt de două ori mai mari.

2. CONSIDERAŢII PRIVIND PRESIUNEA OPTIMĂ DE FUNCŢIONARE A UNEI INSTALAŢII PNEUMATICE

Avînd în vedere că, pe de o parte, consumurile de aer comprimat cresc cu presiunea, fiind funcţii liniare sau de grad superior, că pierderile de debit şi presiune cresc şi ele cu presiunea medie din reţea, iar, pe de altă

parte, că lucrul mecanic efectuat de uneltele pneumatice este de asemenea o funcție de presiune, de la început se pune problema existenței unei presiuni optime de funcționare pentru întregul ansamblu al instalației pneumatice.

Este clar că această presiune optimă este cuprinsă între două limite, cea inferioară corespunzătoare valorii minime a presiunii, la care uneltele pneumatice funcționează încă cu randamente acceptabile și cea superioară corespunzătoare presiunii maxime admisibile din punct de vedere constructiv.

În cele ce urmează se indică o metodă experimental-analitică pentru determinarea presiunii optime de funcționare pentru o instalație oarecare; metoda este generală, putînd fi aplicată la orice instalație pneumatică de acest gen, întrucît ea ține seama de caracteristicile de funcționare specifice fiecărei instalații (pierderi de debit, pierderi de presiune).

Metoda constă în stabilirea funcției

$$W = f(p) \tag{3}$$

și determinarea presiunii corespunzătoare valorii minime a acestei funcții, W fiind consumul specific — $\frac{\text{kWh}}{\text{kg m}}$ — adică raportul dintre energia electrică ce se consumă la stația de compresoare pentru producerea aerului comprimat și lucrul mecanic efectuat de uneltele pneumatice ce funcționează la locurile de muncă din subteran.

Notînd cu

$n_1, n_2, \ldots, n_n$ și $h_1, h_2, \ldots, h_n \ldots$ numărul și, respectiv, numărul orelor de funcționare ale consumatorilor de același tip;

$l_1(p_s), l_2(p_s), \ldots, l_n(p_s)$ — caracteristicile exprimînd lucrul mecanic în funcție de presiune ale consumatorilor;

$c_1(p_s), c_2(p_s), \ldots, c_n(p_s)$ — caracteristicile exprimînd consumul în funcție de presiune, ale consumatorilor respectivi,

lucrul mecanic efectuat în subteran va fi

$$L(p_s) = \sum_{i=1}^{n} n_i \cdot h_i \cdot l_i(p_s), \tag{4}$$

iar consumul util de aer comprimat

$$Q_u(p_s) = \sum_{i=1}^{n} n_i \cdot h_i \cdot c_i(p_s), \tag{5}$$

unde

$$p_s = f(p), \tag{6}$$

p_s = presiunea medie în subteran,

p = presiunea la stația de compresoare,

această funcție fiind una din mărimile caracteristice de funcționare ale fiecărei instalații pneumatice.

Ținînd seama de consumul auxiliar (ventilatoare, lămpi electropneumatice etc.) și de pierderile de debit din rețea, cantitatea totală de aer comprimat necesar a fi debitată de stație, va fi

$$Q(p) = Q_u(p) + Q_a(p) + Q_p(p) = (1 + k_a + k_p)\, Q_u(p), \tag{7}$$

iar energia electrică ce se consumă la stația de compresoare pentru producerea acestei cantități

$$E(p) = W_1(p) \cdot Q(p), \tag{8}$$

sau, ceea ce este tot una,

$$E(p) = W_1(p) \cdot (1 + k_a + k_p) \sum_{i=1}^{n} n_i \cdot h_i \cdot c_i(p_s), \tag{8'}$$

în care

$$W_1 = f(p), \tag{9}$$

consumul specific de energie electrică la stația de compresoare $\frac{\text{kWh}}{\text{m}^3}$ se determină experimental.

În acest caz, consumul specific, pentru întreaga instalație pneumatică (3), se poate scrie

$$W(p) = W_1(p) \frac{\sum_{i=1}^{n} n_i \cdot h_i \cdot c_i(p)}{\sum_{i=1}^{n} n_i h_i \cdot l_i(p)} (1 + k_a + k_p). \tag{10}$$

Presiunea optimă de funcționare, după cum s-a mai arătat, este presiunea corespunzătoare valorii minime a acestei funcții (10).

Pentru exemplificare se folosesc datele obținute experimental, la un anumit sector, de la o exploatare minieră din Valea Jiului.

În perioada inițială a măsurătorilor pierderile de debit reprezentau circa 57% din consumul total al sectorului respectiv *).

Pentru determinarea caracteristicilor de funcționare ale principalelor unelte pneumatice s-au efectuat măsurători asupra unui număr de 17 unelte (8 perforatoare și 9 ciocane de abataj).

În cursul măsurătorilor consumul de aer comprimat s-a măsurat cu ajutorul unui debitmetru momentan; cu ajutorul diagramelor, din care rezultă numărul de lovituri pe minut și amplitudinea unei lovituri, sau cu ajutorul vitezei de înaintare într-un lemn etalon, s-a determinat lucrul mecanic efectuat.

*) Ulterior, prin măsurile luate, aceste pierderi au fost reduse la circa 35%.

Uneltele au fost încercate la diferite presiuni de lucru, funcționînd cîte un minut la fiecare presiune, presiunile variind între 2—4,2 $\frac{kgf}{cm^2}$; ne-am rezumat la această gamă de presiuni, întrucît acestea sînt presiunile frecvente în practică.

Rezultatele obținute în cursul încercărilor sînt prezentate în tablourile nr. 1 și 2.

Tabloul nr. 1

Denumirea ciocanului	Presiunea statică kgf/cm²	Presiunea dinamică kgf/cm²	Consum m³/min	Nr. de loviri minut	Amplitudinea medie cm
Korfmann	4,4 3,85 3	4 3,4 2,75	1,15 0,8 0,5	576 636 —	2,54 2,23 —
Strungul 398	4,15 3,6 2,95	3,8 3,2 2,5	0,85 0,55 0,6	576 528 516	2,56 1,90 1,435
Independența 572	4 3,8 2,9	3,7 3,55 2,5	0,9 0,75 0,5	552 564 540	2,49 2,32 1,54
Independența 543	4,1 3,65 2,8 3,65	3,9 3,3 2,5 3,15	1,15 1,2 0,6 1,15	576 552 552 552	2,766 2,38 1,85 2,38
Strungul 416	4 3,4 2,8	3,7 3 2,4	1,1 0,8 0,65	588 516 420	2,59 2,03 1,56
Independența 431	3,95 3,5 2,7	3,8 3,2 2,4	0,8 0,7 0,5	— 636 468	— 2,16 1,38
Strungul 91	4,05 3,5 2,75	3,75 3 2,3	1 0,7 0,5	600 612 412	2,74 2,25 1,63
Independența 571	4,05 3,46 2,6	3,7 3 2,2	1,4 0,7 0,6	588 576 492	2,7 2,23 1,67
Strungul 226	3,98 3,4 2,4	3,6 2,9 1,9	1,3 1 0,65	576 552 420	2,71 2,27 1,43

Tabloul nr. 2

Denumirea perforatorului	Presiunea statică kgf/cm²	Presiunea dinamică kgf/cm²	Consum m³/min	Adîncime mm	Timp de încercare min
Independenţa 244	4,05	3,55	1,65	20	1
	3,4	2,7	1,3	15	1
	2,9	2,2	1	10	1
Strungul 509	4	3,35	1,9	19	1
	3,5	2,65	1,5	13	1
	2,8	2	1,15	7,5	1
Independenţa 154	3,95	3,5	1,7	16	1
	3,4	2,9	1,45	13	1
	2,7	2,05	1,05	9	1
Strungul 555	3,9	3,45	1,65	15	1
	3,6	2,95	1,4	10	1
	2,7	2,1	1,05	5	1
Independenţa 211	3,95	3,4	1,8	22	1
	3,3	2,4	1,25	14	1
	2,4	1,85	0,85	8	1
Strungul 559	4	3,55	1,7	21	1
	3,5	2,75	1,3	15	1
	2,7	2,05	0,95	8	1
Independenţa 146	3,95	3,35	1,9	16	1
	3,15	2,5	1,45	10	1
	2,6	1,9	1,1	6	1
Strungul 523	3,95	3,25	2,15	18	1
	3,6	2,75	1,75	14	1
	2,5	1,85	1,05	5	1

Pe baza acestor rezultate, folosind metoda minimului patratelor, s-au obţinut următoarele relaţii :

Pentru perforatoare

$$L(p_s) = 119{,}4\ (1{,}67\ p_s + 1{,}09\ p_s^2), \tag{4'}$$

$$Q(p_s) = 0{,}5\ p_s. \tag{5'}$$

Pentru ciocane de abataj

$$L(p_s) = 181{,}1\ (2{,}297\ p_s + 0{,}468\ p_s^2), \tag{4''}$$

$$Q(p_s) = 0{,}264\ p_s. \tag{5''}$$

Reprezentînd grafic, se obțin curbele din figura 1.

Pentru a se determina căderea de presiune de la stația de compresoare la locurile de muncă din subteran, respectiv pentru a se determina carac-

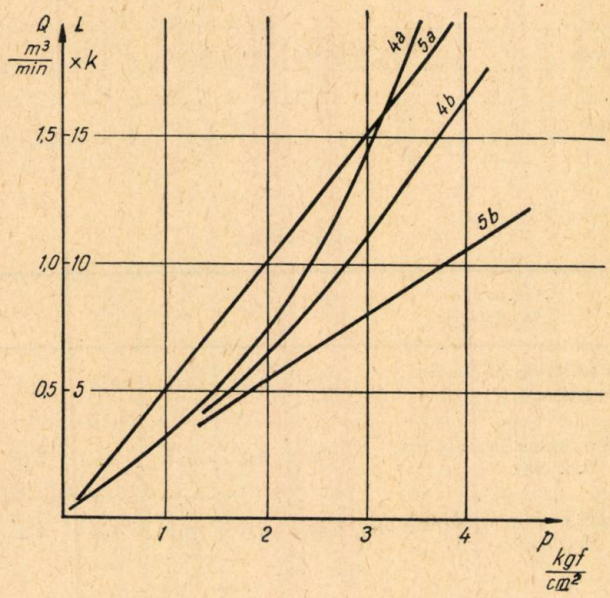


Fig. 1

teristica $p_s = f(p)$, s-au executat mai multe măsurători de presiune în diferite puncte ale rețelei, măsurîndu-se simultan presiunea la stație.

Rezultatele măsurătorilor sînt prezentate în tablourile nr. 3, 4 și 5.

Tabloul nr. 3

Locul măsurătorii	*A*	*B*	*C*	*D*	*E*	*F*	*G*	*H*	*I*	*J*	*K*	*L*
Presiunea la stație kgf/cm²	3,5	3,5	3,5	3,5	3,4	3,4	3,45	3,40	3,4	3,4	3,4	3,4
Presiunea în subteran kgf/cm²	3,2	3,3	3,0	3,3	3,2	3,0	2,6	2,55	2,45	2,5	2,2	2,85
Căderea de presiune kgf/cm²	0,3	0,2	0,5	0,2	0,2	0,4	0,85	0,85	0,95	0,9	1,2	0,55

Tabloul nr. 4

Locul măsurătorii	*A*	*B*	*C*	*D*	*E*	*F*	*G*	*H*	*I*	*J*	*K*	*L*
Presiunea la stație kgf/cm²	3,7	4	3,9	3,9	3,9	3,95	3,9	3,9	3,9	3,8	3,8	3,9
Presiunea în subteran kgf/cm²	3,4	3,6	3,55	3,6	3,5	3,4	3	3,1	3,15	2,95	3	3,15
Căderea de presiune kgf/cm²	0,3	0,4	0,35	0,3	0,4	0,55	0,9	0,8	0,75	0,85	0,8	0,75

Tabloul nr. 5

Locul măsurătorii	*F*	*G*	*L*	*J*	*K*
Presiunea la stație kgf/cm²	4,25	4,3	4,3	4,3	4,4
Presiunea la subteran kgf/cm²	3,4	3,4	3,4	3	3,2
Căderea de presiune kgf/cm²	0,85	0,9	0,9	1,3	1,2

Reprezentînd grafic dreptele de variație a pierderilor de presiune în funcție de lungimea conductei, obținute prin metoda patratelor minime pentru diferite valori ale presiunii la stație, se obține figura 2.

Considerînd căderea medie de presiune în rețea ca fiind cea corespunzătoare unui punct situat la o distanță egală de stație și de punctul extrem al rețelei, din figura 2 rezultă căderile medii de presiune în cazul cînd presiunea la stație are valorile 3,44, 3,88 și 4,32 kgf/cm²; se poate trasa deci curba de variație a presiunii medii subterane în funcție de presiunea la stație (fig. 3).

Exprimînd matematic această variație, se obține

$$p_s(p) = -1{,}26 + 1{,}81\,p - 0{,}158\,p^2 \qquad (6')$$

$\left(\text{funcția este valabilă numai în intervalul } 2{,}5\ \frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2} < p < 6\ \frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\right)$.

Caracteristica de consum specific la stația de compresoare $W_1 = f(p)$ a fost determinată pe baza datelor statistice — tabloul nr. 6 — existente la stație, prin metoda minimului patratelor abaterilor.

$$W_1(p) = 0{,}181 - 0{,}0487\,p + 0{,}00617\,p^2. \qquad (9')$$

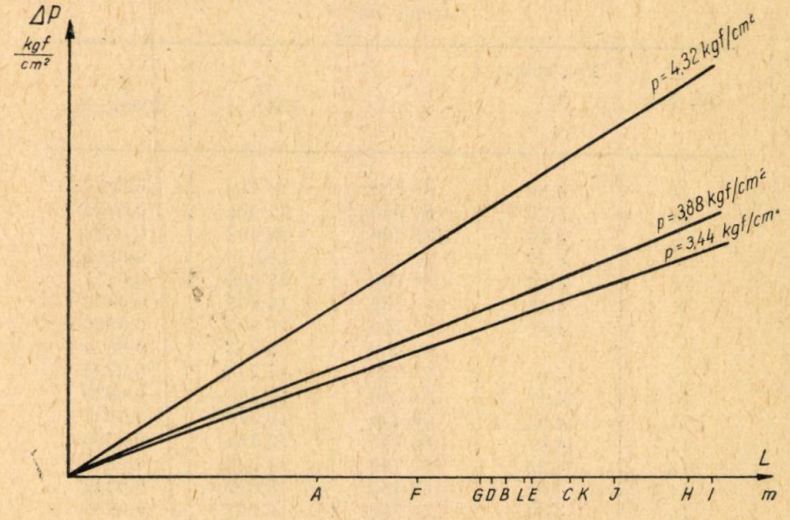

ΔP
kgf/cm²
p=4,32 kgf/cm²
p=3,88 kgf/cm²
p=3,44 kgf/cm²
L
A
F
G D B L E
C K
J
H I
m

Fig. 2

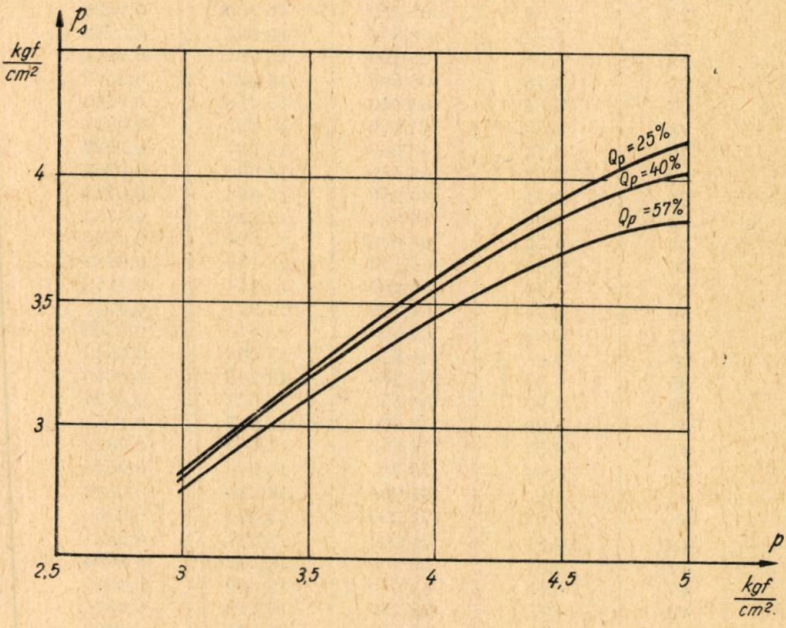

p_s
kgf/cm²
4
3,5
3
2,5
3
3,5
4
4,5
5
p
kgf/cm²
Q_p=25%
Q_p=40%
Q_p=57%

Fig. 3

Tabloul nr. 6

Nr. crt.	Presiunea $\frac{kgf}{cm^2}$	V m^3/zi	E kWh/zi	E' kWh/m^3
1	4,89	60 950	17 410	0,0884
2	5,10	81 950	21 491	0,0931
3	4,82	87 600	20 492	0,0868
4	4,87	87 300	19 076	0,0869
5	4,82	80 300	18 659	0,0851
6	4,66	84 850	19 159	0,0853
7	4,81	85 750	20 492	0,0880
8	5	94 000	20 658	0,0874
9	4,6	77 350	17 743	0,0794
10	4,14	51 200	16 243	0,0935
11	4,31	59 450	16 410	0,0837
12	4,41	64 150	15 744	0,0786
13	4,25	67 700	16 570	0,0879
14	4,04	62 450	15 827	0,0836
15	4,34	54 250	16 077	0,0834
16	4,08	63 500	15 410	0,0749
17	4,19	57 050	16 327	0,0831
18	4,21	55 750	15 910	0,0792
19	4,25	59 500	16 410	0,0801
20	3,93	61 200	15 994	0,0801
21	4,0	64 700	15 494	0,0736
22	3,97	55 650	16 160	0,0855
23	3,38	65 450	16 160	0,0824
24	3,83	60 650	15 994	0,0789
25	3,91	60 400	15 994	0,0818
26	3,78	66 500	16 327	0,0812
27	3,64	64 050	15 410	0,0763
28	3,86	61 600	15 327	0,0817
29	3,74	49 650	15 994	0,1027
30	3,82	68 550	14 994	0,0762
31	3,71	60 250	15 494	0,0748
32	4,06	64 550	15 994	0,0783
33	4,25	65 900	15 994	0,0790
34	4,08	66 150	16 160	0,0782
35	3,64	44 200	15 161	0,1118
36	3,75	64 700	15 327	0,0757
37	3,65	60 550	15 410	0,0763
38	3,8	61 950	15 494	0,0843
39	4,14	104 200	16 243	0,0710
40	3,97	51 550	16 077	0,0894
41	4,90	57 950	16 077	0,1052
42	4,57	74 500	16 600	0,0822
43	4,94	73 700	16 910	0,0848
44	4,8	75 700	16 910	0,0810
45	5,05	73 350	14 494	0,0766
46	4,81	71 900	16 077	0,0881
47	4,58	55 900	16 327	0,1094
48	4,65	64 350	16 600	0,0819
49	4,82	72 250	17 243	0,0876
50	4,81	80 450	21 741	0,1057
51	4,72	77 500	11 662	0,0575
52	4,08	74 700	15 910	0,0813

Tabloul nr. 6 *(continuare)*

Nr. crt.	Presiunea $\frac{kgf}{cm^2}$	V m^3/zi	E kWh/zi	E' kWh/m^3
53	4,32	62 700	16 077	0,1061
54	4,38	74 800	15 913	0,0815
55	4,97	81 550	16 577	0,0782
56	4,83	80 400	16 660	0,0825
57	4,79	74 650	16 743	0,0829
58	4,62	57 100	15 410	0,0884
59	5,09	75 300	16 660	0,0831
60	5,05	74 500	16 660	0,0868
61	4,80	79 100	16 080	0,0841
62	4,80	75 050	16 660	0,0817
63	4,94	67 800	16 910	0,0853
64	4,93	70 900	17 826	0,0869
65	4,91	78 400	19 326	0,0813
66	4,80	75 900	15 077	0,0731
67	5,14	76 150	19 159	0,1011
68	5,02	84 150	17 826	0,0781
69	4,59	81 250	18 759	0,0830
70	4,92	66 650	16 827	0,1129
71	5,02	71 350	19 327	0,0894
72	4,79	58 450	17 493	0,0946
73	4,81	62 350	18 826	0,0848
74	4,96	57 700	15 660	0,1174
75	4,81	61 050	17 743	0,0868
76	4,94	63 750	17 576	0,1002

Reprezentînd grafic expresia (9'), se obține curba din figura 4.

Pentru cazul funcționării rețelei, avînd pierderi de circa 57% din debitul total necesar sectorului, factorii k_a și k_p au valorile

$$k_a \approx 0{,}98, \qquad k_p \approx 2{,}66.$$

Introducînd expresiile de mai sus în relația (10), se obține

$$W = \frac{0{,}0905 - 0{,}0243\,p + 0{,}0031\,p^2}{35{,}4141 + 235{,}5643\,p - 20{,}1726\,p^2} \cdot 4{,}64. \tag{10'}$$

Prin derivare obținem

$$W' = \frac{-22{,}16 + 3{,}94\,p + 0{,}243\,p^2}{(35{,}4141 + 235{,}5643\,p - 20{,}1726\,p^2)^2} \cdot 4{,}64. \tag{11}$$

Anulînd numărătorul fracției, numitorul fiind diferit de zero în intervalul $2{,}5 \frac{kgf}{cm^2} < p < 6 \frac{kgf}{cm^2}$, se obține pentru presiunea optimă de funcționare valoarea $p \simeq 4{,}35 \frac{kgf}{cm^2}$.

Pentru a determina presiunea optimă de funcționare, pentru aceeași instalație, avînd însă pierderile de debit de 40% din debitul total necesar

sectorului, se procedează analog ; relaţiile (4′), (5′) şi (9′) rămîn aceleaşi, modificîndu-se numai relaţia (6′) care în acest caz devine

$$p_s(p) = -1{,}148 + 1{,}733\,p - 0{,}1394\,p^2 \qquad (6'')$$

$\left(\text{pentru } 2{,}5\ \frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2} < p < 6\ \frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\right)$ şi factorul k_p care va avea valoarea $k_p = 1{,}32$.

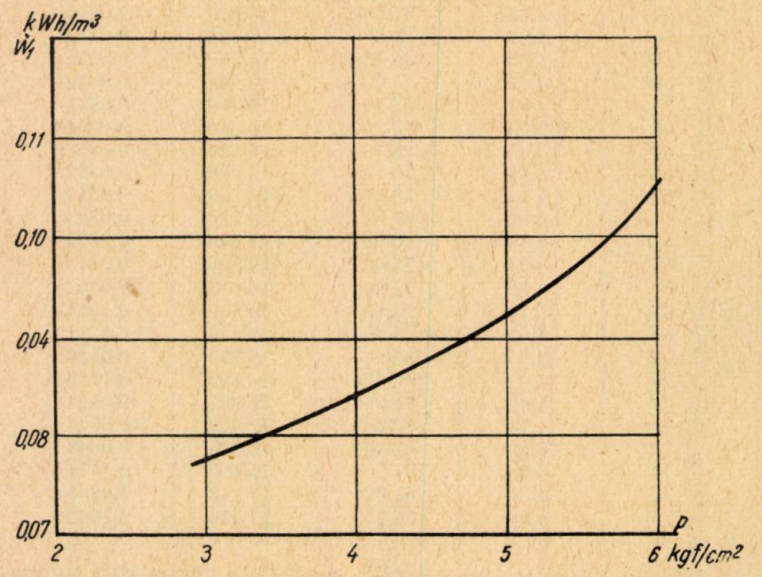


Fig. 4

În acest caz relaţia (10) va avea forma

$$W = \frac{0{,}0905 - 0{,}0243\,p + 0{,}0031\,p^2}{49{,}99 + 225{,}543\,p - 18{,}142\,p^2} \cdot 3{,}30. \qquad (10'')$$

Presiunea corespunzătoare valorii minime a acestei expresii este $p \approx 4{,}65\ \frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}$.

Pentru cazul cînd instalaţia ar funcţiona avînd pierderi de debit de numai 25%, relaţia (6) ar avea forma

$$p_s(p) = -1{,}01 + 1{,}645\,p - 0{,}1226\,p^2 \qquad (6''')$$

$\left(\text{pentru } 2{,}5\ \frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2} < p < 6\ \frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\right)$, iar $k_p = 0{,}66$, ceea ce ar conduce pentru consumul specific la o expresie de forma

$$W = \frac{0{,}0905 - 0{,}0243\,p + 0{,}0031\,p^2}{67{,}951 + 214{,}09\,p - 15{,}956\,p^2}\ 2{,}64. \qquad (10''')$$

Presiunea optimă de funcționare în aceste condiții ar fi $p \approx 4{,}9 \frac{kgf}{cm^2}$.

Reprezentînd grafic variația consumului specific pentru cazurile enunțate mai sus se obțin curbele din figura 5.

Din analiza acestor curbe reiese foarte clar influența deosebită pe care o au pierderile de debit din rețea asupra consumului specific de energie;

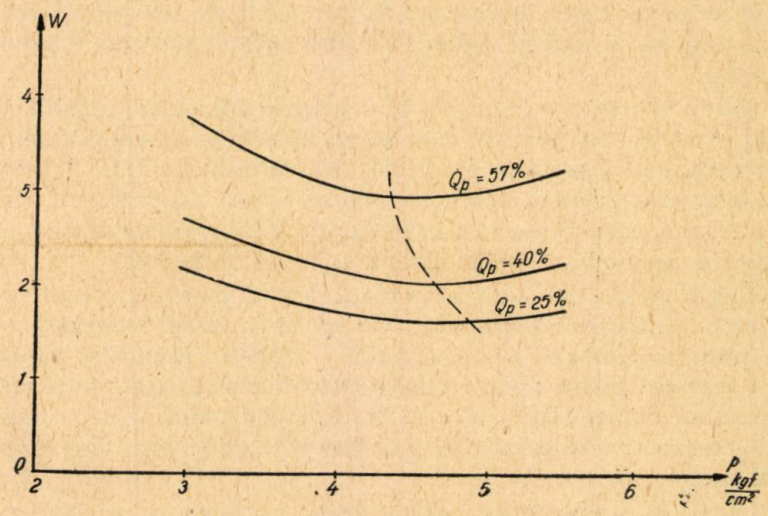


Fig. 5

în sectorul menționat, prin reducerea pierderilor de debit de la 57% la 25% din debitul total necesar sectorului, consumul specific, raportînd la lucrul mecanic efectuat de unelte, se reduce aproape la jumătate.

Se constată de asemenea că presiunea optimă de funcționare, prin scăderea pierderilor de debit, se deplasează spre presiuni mai mari (cum era și de așteptat); această deplasare ar fi și mai pronunțată dacă ea nu ar fi atenuată de existența unui consum auxiliar foarte important, care, privit din acest punct de vedere, are caracterul unor pierderi.

Din caracteristicile trasate reiese de asemenea că presiunea optimă prezintă o importanță practică mai mare în cazul instalațiilor cu pierderi mari de debit și în același timp, din alura caracteristicilor, se vede că o mărire a presiunii cu aproximativ 0,5 $\frac{kgf}{cm^2}$ peste presiunea optimă, nu are influență sensibilă asupra consumului specific de energie.

3. CONCLUZII

Concluziile lucrării, verificate experimental la una din exploatările carbonifere din Valea Jiului se pot aplica la toate instalațiile pneumatice de acest gen, ele fiind îndeosebi importante pentru instalațiile pneumatice cu un procent ridicat de pierderi.

Atît din studiile și măsurătorile efectuate de autori, cît și din literatura consultată, rezultă că în problema gospodăririi energiei pneumatice o atenție deosebită trebuie acordată rețelei de aer comprimat. Pierderile de debit în rețelele pneumatice ale exploatărilor miniere, dat fiind caracterul acestor exploatări, chiar în rețelele de bună calitate ating valori de 25% și în foarte multe cazuri ele depășesc valoarea de 50%; acest fapt arată că în soluționarea diferitelor probleme în legătură cu instalațiile de aer comprimat trebuie, în primul rînd, să se aibă în vedere mărimea acestor pierderi și posibilitățile reducerii lor.

Avînd în vedere cele enunțate în capitolele anterioare rezultă că pentru condițiile existente în țară nu este recomandabil a se adopta soluția producerii centralizate a aerului comprimat, în stații mari (500—1 000 m^3/min), pentru sectoare depărtate, întrucît îmbunătățirea randamentului la stație nu ar putea compensa creșterea pierderilor de debit și presiune care ar rezulta prin lungirea inerentă a rețelei pneumatice de transport.

Avînd în vedere ponderea însemnată pe care o are consumul aparatelor auxiliare (cu funcționare permanentă) în special în cazul funcționării instalațiilor la presiuni ridicate, se recomandă o studiere atentă a posibilităților înlocuirii acestor aparate; pentru constructorii acestor aparate se recomandă realizarea unor caracteristici care să limiteze consumul de aer comprimat al aparatelor respective în cazul cînd presiunea de alimentare depășește o anumită valoare.

Întrucît la majoritatea exploatărilor carbonifere presiunea aerului comprimat la locurile de muncă din subteran oscilează în jurul valorii $p_s = 4 \frac{kgf}{cm^2}$ este recomandabil a se folosi acele unelte pneumatice (ciocane de abataj și perforatoare) care au punctul optim de funcționare în intervalul $4—5 \frac{kgf}{cm^2}$; acest fapt trebuie avut în vedere atît la comandarea din străinătate a acestor unelte, cît și la fabricarea lor în țară.

Din caracteristicile $p_s = f(p)$ care reprezintă legătura dintre presiunea la stație și presiunea medie din subteran (fig. 3) rezultă că pentru fiecare rețea dată — caracterizată printr-un anumit Q_p % — există o anumită valoare a presiunii la stație care nu este recomandabil a fi depășită, întrucît creșterii presiunii stației peste această valoare îi corespunde numai o creștere foarte mică a presiunii în subteran. De aici rezultă că încercările de a compensa pierderile excesive din rețeaua pneumatică prin mărirea presiunii la stație nu sînt economice și raționale. Calea justă pentru ridicarea presiunii în subteran este reducerea pierderilor din rețea la valori cît mai mici posibile; scăzînd pierderile de debit, va scade și viteza de scurgere a aerului comprimat în rețeaua de transport și vor scade și pierderile de presiune.

Studiile efectuate în problema aerului comprimat conduc la concluzia că eforturile pentru eliminarea acestui purtător de energie trebuie mărite, atît în industria minieră cît și în industria metalurgică.

К КОМПЛЕКСНОМУ ИССЛЕДОВАНИЮ ГОРНЫХ ПНЕВМАТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе авторы исследуют пневматические установки в целом (производство, распределение и расход) и пытаются экспериментально-аналитическим путем установить связь, существующую между различными факторами, принимающими участие в работе этих установок.

Такой подход к задаче позволяет установить энергетические характеристики и определить оптимальное давление для работы пневматических установок.

Проверенные опытным путем на одной из угленосных разработок Валя-Жиулуй, выводы работы можно применять на всех пневматических установках такого рода, причем они особенно важны для пневматических установок с высоким процентом потерь.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE D'ENSEMBLE DES INSTALLATIONS PNEUMATIQUES MINIÈRES

(RÉSUMÉ)

Les auteurs traitent des installations pneumatiques en général (fabrication, distribution, consommation) et essaient d'établir, analytiquement aussi bien qu'expérimentalement, les relations entre les divers facteurs qui interviennent dans leur fonctionnement.

Cette manière d'envisager le problème permet d'établir les caractéristiques énergétiques et de déterminer la pression la plus adéquate pour le fonctionnement des installations pneumatiques.

Les conclusions du travail, vérifiées expérimentalement dans une exploitation carbonifère de la Valea Jiului, peuvent être appliquées à toutes les installations pneumatiques du même genre, présentant une importance particulière en fait d'installations pneumatiques ayant un taux de pertes élevé.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Haacke, *Rueckblick und Ausblick auf die Zechenkraftwirtschaft und den Energiebedarf des Steinkohlen-Bergbaues.* Glückauf, 1956, nr. 33—34, p. 947—951.
2. G. Peter, *Möglichkeiten zur Einsparung von Niederdruckluft im westdeutschen Steinkohlenbergbau.* Glückauf, 1956, nr. 33—34, p. 951—969.
3. N. A. Letov, *Şahtnie compressornie stanții i truboprovodi dlia sjatogo vozduha.* Ugletchozdat, Moscova-Leningrad, 1950.
4. A. C. Ilieev, *Instalații pneumatice minere.* Ed. tehnică, București.
5. E. Gremmler, *Soll eine neue Schachtanlage auf eine zentrale Drucklufterzeugungsanlage über Tage verzichten?* Glückauf, 1952, nr. 51—52, p. 1253—1256.
6. M. Bercovici, Cs. Nagy, V. Caracudovici și alții, *Metodica normării și reducerii consumului specific de energie electrică în industrie.* OPED—MEEIE, 1957.

STUDIUL TEORETIC ŞI EXPERIMENTAL AL TURBIONATORULUI FRIGORIFIC PE GAZ METAN*)

DE

PAUL IOANID

În ultima vreme în literatura mondială şi în special în cea sovietică au apărut o serie întreagă de lucrări dedicate descrierii unui aparat cu jet pe care l-am denumit turbionator frigorific.

În această lucrare se dau cîteva observaţii asupra funcţionării acestui aparat precum şi rezultatele experimentale obţinute la un turbionator frigorific de dimensiuni mari funcţionînd pe gaz metan.

Turbionatorul frigorific reprezintă un aparat fără piese în mişcare compus dintr-un tub central în care tangenţial este practicat un orificiu prin care intră aer sub presiune. Din cauza intrării tangenţiale a gazului în tubul central apare o mişcare turbionară, al cărui cîmp de viteze se modifică în timp din cauza forţelor de frecare dintre straturile concentrice de gaz. Din cauza modificării în timp şi deci pe lungimea tubului, a cîmpului de viteze, are loc şi o modificare a cîmpului temperaturilor totale faţă de regimul iniţial în aşa fel încît temperatura totală în domeniul periferic devine mai mare, iar în domeniul central mai mică decît în regimul iniţial în care această temperatură este constantă pe secţiune.

Încălzirea gazului în domeniul exterior şi răcirea gazului în domeniul central are loc în ultima analiză, datorită faptului că se realizează (în urma modificării cîmpului de viteză) o cedare de energie cinetică din domeniul central în spre cel periferic.

Ca variante constructive ale turbionatorului frigorific se pot indica două şi anume în echicurent şi contracurent (fig. 1).

Pentru analiza simplificată a fenomenelor ce au loc în turbionatorul frigorific toţi cercetătorii au ales schema în echicurent ca fiind mai simplă. Analiza capacităţii de separaţie în fluid cald şi rece a turbionatorului frigorific constă în stabilirea cîmpului de viteze a presiunii, densităţii şi tempera-

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 26—27 septembrie 1957.

turii înainte de separarea fizică a celor două domenii central și periferic. Atît cercetătorii occidentali Hilsch și Fulton cît și cercetătorii sovietici Dubinski, Grozovski și Kuznețov au admis că variația cîmpului de viteză în regim final corespunde legii de mișcare a corpului solid

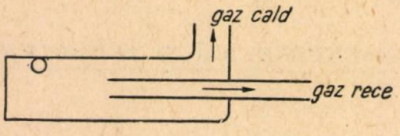


Fig. 1

$$V_\theta = \text{const. } r, \qquad (1)$$

unde

V_θ = viteza tangențială,

r = raza.

Această mișcare cu viteză unghiulară constantă se stabilește datorită influenței viscozității.

În conformitate cu această ipoteză principală Grozovski și Kuznețov [2] au stabilit cîmpul de temperaturi în regim final și au calculat capacitatea de separație a turbionatorului frigorific. Schema de calcul a acestor cercetători se vede în figura 2.

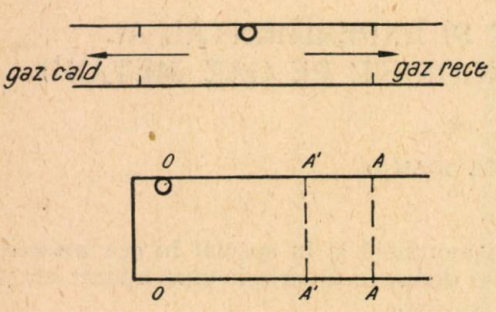


Fig. 2

Gazul intră printr-un orificiu tangențial în secțiunea $O'O$.

În secțiunea AA cîmpul de viteze are legea de variație stabilită de formula (1), iar entropia este constantă.

În secțiunea $A'A'$ cîmpul de viteze își menține forma însă temperatura se egalează devenind constantă în secțiune.

Pentru a determina cele trei constante ce definesc : cîmpul de viteze, variația densității și entropia în secțiunea $A'A'$ sau AA se consideră că :

— masa este constantă,

— momentul cantității de mișcare este constant (deci se neglijează frecările pe pereții tubului),

— energia totală este constantă (se consideră deci că gazul aflat în turbionator este energetic și termic izolat față de exterior).

Rezultatele calculului sînt arătate în figura 3 (cîmpul temperaturilor frînate) și figura 4 (caracteristicile de separație a turbionatorului frigorific).

În ceea ce privește metodele și rezultatele, poate cele mai complete din literatura, realizată de Grozovski și Kuznețov se pot face următoarele considerații :

— temperatura din regiunea centrală este cu atît mai scăzută cu cît $\lambda = \frac{c}{a_{cr}}$ coeficientul de viteză la intrarea în orificiul tangențial este mai mare ;

— diametrul turbionatorului (camera de turbionare) nu apare și nu influențează rezultatele ;

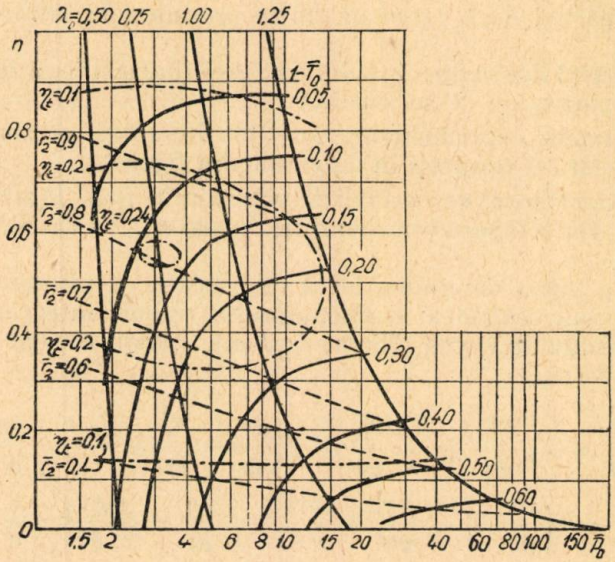

λ=0,50 0,75 1,00 1,25
η
0,8
0,6
0,4
0,2
0
1-r̄₀
0,05
0,10
0,15
0,20
0,30
0,40
0,50
0,60
η_c=0,1
r̄₂=0,9
η_c=0,2
r̄₂=0,8
η_c=0,24
r̄₂=0,7
η_c=0,2
r̄₂=0,6
η_c=0,1
r̄₂=0,5
1,5 2 4 6 8 10 15 20 40 60 80 100 150 r̄₀

Fig. 3

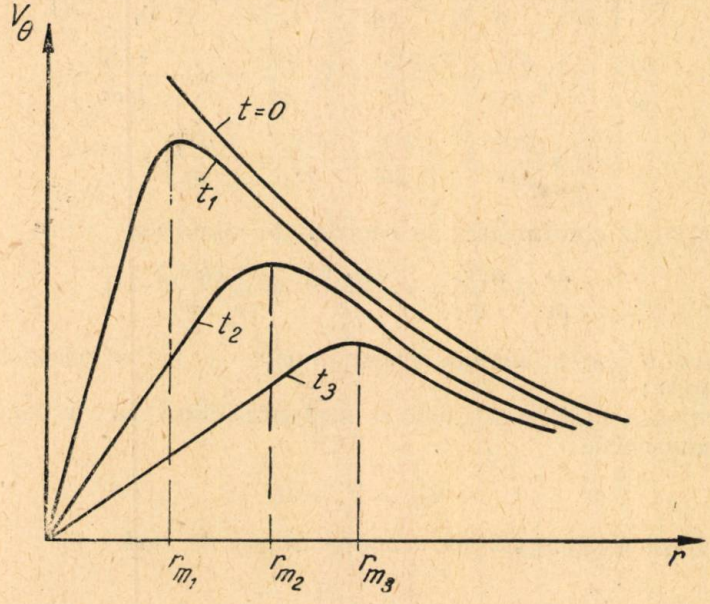

V_θ
t=0
t₁
t₂
t₃
r_m1
r_m2
r_m3
r

Fig. 4

— presiunea gazului cald nu apare și nu influențează rezultatele, în diagrame neapărînd decît raportul dintre presiunea la intrare și presiunea gazului rece ;

— diametrul diafragmei gazului rece este singurul parametru geometric ce definește cantitatea ce se separă ;

— rezultatele experimentale date în literatură prezintă parametrii mai scăzuți decît cei rezultați în diagrama din figura 4.

În cele ce urmează se va analiza ipoteza principală legată de repartiția vitezelor și se vor compara considerațiile de mai sus, cu datele experimentale obținute.

Pentru a putea determina legea de variație a vitezei tangențiale a fluidului în tubul central al turbionatorului trebuie integrate ecuațiile de mișcare ale fluidului vîscos (Navier-Stokes). Aceste ecuații în coordonate cilindrice au forma

$$\frac{\partial V_r}{\partial t} + V_r \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_\theta}{r}\frac{\partial V_r}{\partial \theta} + V_z \frac{\partial V_z}{\partial z} - \frac{V_\theta^2}{\partial z} = R - \frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial r} + \\ + \nu\left(\frac{\partial^2 V_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 V_r}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 V_r}{\partial z^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial V_r}{\partial r} - \frac{2}{r^2}\frac{\partial V\theta}{\partial \theta} - \frac{V_r}{r^2}\right), \tag{2}$$

$$\frac{\partial V_\theta}{\partial t} + V_r \frac{\partial V_\theta}{\partial r} + \frac{V_\theta}{r}\frac{\partial V_\theta}{\partial \theta} + V_z \frac{\partial V_\theta}{\partial z} - \frac{V_r V_\theta}{r} = \theta - \frac{1}{\rho r}\frac{\partial p}{\partial \theta} + \\ + \nu\left(\frac{\partial^2 V_\theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 V_\theta}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 V_\theta}{\partial z^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial V_\theta}{\partial z} + \frac{2}{r^2}\frac{\partial V_r}{V_\theta} - \frac{V_\theta}{r^2}\right), \tag{3}$$

$$\frac{\partial V_z}{\partial t} + V_r \frac{\partial V_z}{\partial r} + \frac{V_\theta}{r}\frac{\partial V_z}{\partial \theta} + V_z \frac{\partial V_z}{\partial z} = Z - \frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial z} + \\ + \nu\left(\frac{\partial^2 V_z}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 V_z}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 V_z}{\partial z^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial V_z}{\partial z}\right). \tag{4}$$

Ecuația de continuitate în coordonate cilindrice

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial \rho V_z}{\partial z} + \frac{1}{r}\frac{\partial(\rho r\, V_2)}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial(r\, V_\theta)}{\partial \theta} = 0. \tag{5}$$

Pentru a putea analiza aceste ecuații se fac următoarele ipoteze simplificatorii :

— vitezele radiale și axiale se neglijează fiind mici în comparație cu vitezele tangențiale

$$V_r = V_z = 0,$$

— viteza tangențială este funcție numai de rază

$$V_\theta = f(r),$$

— nu există forțe masice $R = \theta = Z = 0$.

În aceste condiții ecuațiile (2), (3) și (5) devin

$$\frac{V_\theta^2}{r} = \frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial r}, \tag{6}$$

$$\frac{\partial V_\theta}{\partial t} = \nu\left(\frac{\partial^2 V_\theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial V_\theta}{\partial r} - \frac{V_\theta}{r^2}\right), \tag{7}$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0. \tag{8}$$

O soluție cunoscută a ecuației (7) este

$$V_\theta = \frac{C}{2\pi r}\left(1 - e^{-\frac{r^2}{4\nu t}}\right). \tag{9}$$

Din condițiile inițiale $t = 0$; $V_\theta = V_{\theta 1}$
$C = 2\pi r V_\theta = \Gamma$ = circulație la momentul inițial

$$V_\theta = \frac{\Gamma}{2\pi r}\left(1 - e^{-\frac{r^2}{4\nu t}}\right). \tag{10}$$

Din analiza ecuației (10) se poate trage concluzia că V_θ are valoarea nulă pentru $r = 0$ cu excepția timpului $t = 0$.

Viteza tangențială atinge un maximum pentru o rază care depinde de timp și de coeficientul de viscozitate cinematică. Repartiția vitezelor are forma arătată în figura 4.

Ecuația (8) arată că densitatea este constantă în timp fiind funcție numai de rază. Repartiția inițială a densității se păstrează deci și în regimul final. Această concluzie ar fi putut fi obținută imediat dacă se consideră că nu există schimb de masă între straturile de fluid de volum $v = 2\pi r\, dr$.

În acest caz variația temperaturii și presiunii statice în timp poate să fie nulă sau poate urma legea evoluției izovolumetrice. O astfel de ipoteză a fost admisă de autor într-o lucrare anterioară [5].

Din analiza cîmpului vitezelor se poate vedea că influența viscozității se face resimțită numai într-un domeniu central de rază r_m, rază ce crește cu timpul. În acest domeniu fluidul se mișcă cu viteză unghiulară constantă. În exteriorul acestui domeniu fluidul se mișcă după legea circulației constante deci viscozitatea nu influențează mișcarea.

Este interesant de arătat că raza nucleului central cu viteză unghiulară constantă crește foarte încet în timp astfel

$$\text{pentru aer}: \nu = 13{,}36 \cdot 10^{-6}\frac{m^2}{s}$$

$$\text{și pentru gaz metan}: \nu = 14{,}49\ 10^{-6}\frac{m^2}{s},$$

Conform legii [6] $r_m = 2\sqrt{1{,}256\ \nu t}$,
razele au valorile arătate în tabloul nr. 1.

Tabloul nr. 1

t [s]	1	4	9	16
r_m [cm] aer	0,82	1,64	2,46	3,28
r_m [cm] gaz metan	0,85	1,70	2,56	3,40

O astfel de variație în timp a razei nucleului central poate să explice funcționarea unui turbionator de diametre mici, de ordinul milimetrilor, însă este în discordanță cu rezultatele noastre obținute pe un turbionator de dimensiuni mari $D = 170$ mm, unde separația are loc la o distanță medie de 1 — 2 m de intrarea tangențială ceea ce reprezintă un timp de stabilire a cîmpului de viteze final $t = 0{,}1$ s. În acest interval de timp în conformitate cu ecuația (11) raza nucleului ar atinge $r_m = 0{,}25$ cm ceea ce nu ar explica deloc capacitatea de separație foarte bună și deci o redistribuire aproape totală, în întreaga secțiune a cîmpului de viteze pentru turbionatorul experimentat.

Discordanța dintre aceste observații teoretice și rezultatele experimentale poate fi explicată cel puțin prin două cauze :

— coeficientul de viscozitate cinematică admis inițial în calcule este mult mai mic decît cel real probabil din cauza mișcării foarte turbulente în mișcarea de rotație ;

— neglijarea vitezei radiale îndepărtează mișcarea descrisă de ecuațiile (6), (7), (8) de mișcare reală.

Deoarece prima cauză nu poate fi pusă în evidență decît experimental prin încercări speciale ce nu au putut fi făcute, se va analiza cauza legată de vitezele radiale determinînd ecuațiile de mișcare în ipoteza că $V_r \neq 0$.

Pentru aceasta se consideră mișcarea staționară și se aplică ecuația momentului cantității de mișcare unui element inelar de fluid.

Variația în timp a momentului cantității de mișcare este egală cu momentul rezultant al forțelor exterioare.

Forțele exterioare ce acționează asupra unui element inelar sînt reprezentate de forțele de frecare.

Tensiunea tangențială în mișcarea de rotație este dată de relația

$$\tau = \mu\left(\frac{1}{r}\frac{\partial V_r}{\partial \theta} + \frac{\partial V_\theta}{\partial r} - \frac{V_\theta}{r}\right),$$

știind că

$$\frac{\partial V_r}{\partial \theta} = 0\,; \qquad V_\theta = r\,\omega,$$

obținem

$$\tau = \mu\, r \frac{d\omega}{dr},$$

unde

μ este coeficientul de viscozitate dinamică,

ω — viteza unghiulară de rotație.

Momentul forțelor de frecare aplicate unui cilindru de rază r are expresia

$$M_f = 2\pi\,\mu\, r^3 \frac{d\omega}{dr}.$$

Ca rezultat al diferențierii obținem momentul care acționează asupra elementului dr

$$dM_f = 2\pi\mu r^2 \left(3\,\frac{d\omega}{dr} + r\,\frac{d^2\omega}{dr^2}\right) dr. \tag{11}$$

Momentul cantității de mișcare al fluidului ce intră radial în cilindrul de rază r și lungime unitară

$$M_c = -\,r\,V_\theta\,m.$$

Ca rezultat al diferențierii obținem momentul cantității de mișcare ce acționează asupra elementului dr

$$dM_c = -\,m\,(r^2 d\omega + 2\,r\,\omega\,dr). \tag{12}$$

Egalînd expresiile (11) și (12) și notînd

$$A = -\,\frac{2\pi\mu}{m}$$

se obține

$$Ar^3\frac{d^2\omega}{dr^2} + r^2\,(3\,A - q)\,\frac{d\omega}{dr} - 2\,r\,\omega = 0.$$

Efectuînd schimbarea de variabilă $r = e^s$ integrînd ecuația diferențială și trecînd la vechea variabilă se obține

$$\omega = c_1\, r^{-\frac{m}{2\pi\mu}} + c_2 r^{-2}, \tag{13}$$

viteza tangențială are expresia

$$V_\theta = c_1 r^{1-\frac{m}{2\pi\mu}} + \frac{c_2}{r}. \tag{14}$$

Din condițiile existenței unei viteze finite în centrul turbionatorului $c_2 = 0$ și

$$\left.\begin{aligned} V_\theta &= c_1 r^{1-\frac{m}{2\pi\mu}}, \\ \omega &= c_1 r^{-\frac{m}{2\pi\mu}}. \end{aligned}\right\} \tag{15}$$

O verificare a soluției (14) poate fi efectuată prin introducerea sa în ecuația cu derivate parțiale (3) pentru regim staționar care devine

$$\rho\left(V_r\frac{\partial V_\theta}{\partial r}+\frac{V_\theta V_r}{r}\right)=\mu\left(\frac{\partial^2 V_\theta}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{dV_\theta}{\partial r}-\frac{V_\theta}{r^2}\right) \tag{16}$$

prin înlocuirea $V_r=-\dfrac{m}{\rho 2\pi r}$.

Ecuația (16) admite ca soluție ecuația (14).

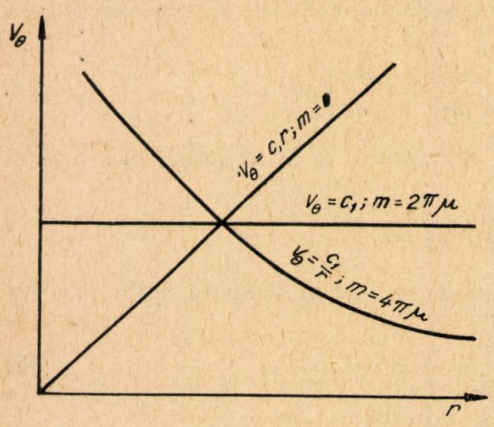


Fig. 5

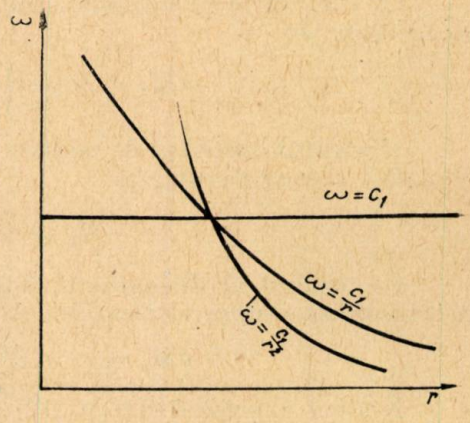


Fig. 6

În funcție de valoarea masei m ce se deplasează pe direcția verticală, vitezele tangențiale și unghiulare pot avea legile de variație tipice (figurile 5 și 6)

$$\left.\begin{aligned} V_\theta &= \frac{c_1}{r} \quad \omega = \frac{c_1}{r^2} \quad \text{pentru } m = 4\pi\mu, \\ V_\theta &= c_1 \quad \omega = \frac{c_1}{r} \quad \text{pentru } m = 2\pi\mu, \\ V_\theta &= c_1 r \quad \omega = c_1 \quad \text{pentru } m = 0. \end{aligned}\right\} \tag{17}$$

Din relațiile (17) se poate observa că mișcarea cu viteză unghiulară constantă admisă în mod curent nu reprezintă singura mișcare posibilă pentru fluidul vîscos și ea nu poate avea loc decît în anumite condiții și anume în condițiile unui debit foarte mic radial.

Pentru ca viteza tangențială să se apropie de legea $V_\theta = \text{const.}\ r$ trebuie ca

$$0 < m < 2\pi\mu = 1{,}08\cdot 10^{-5}\left[\frac{\text{kg s}}{\text{m}^2}\right]. \tag{18}$$

Pentru cazul $m=0$ viteza, după relațiile (17), îndeplinește condiția $\omega = \text{const.}$, însă după tabloul nr. 1 rezultat din analiza mișcării nestaționare se vede că această condiție se realizează într-un interval de timp prea lung

ce consumă o lungime de tub foarte mare, care nu este compatibilă nici cu condițiile constructive nici cu condiția necesară a fi respectată a micșorării pierderilor de frecare pe pereți.

Dacă se analizează ecuația continuității (5) pentru fluide icompresibile se pot aprecia condițiile pentru care se pot realiza viteze radiale, deci debite mici.

Ecuația (5) cu ipoteză admisă inițial că mișcarea este axial simetrică devine

$$\frac{\partial V_z}{\partial z} + \frac{\partial V_r}{\partial r} + \frac{V_r}{r} = 0. \tag{19}$$

Dacă se consideră că V_z viteza axială este constantă pe rază și variază liniar pe direcția longitudinală a turbionatorului atunci

$$\frac{dV_z}{dz} = \text{const.} = c$$

și

$$\frac{dV_r}{dr} + \frac{V_r}{r} = c. \tag{20}$$

Ecuația (20) admite soluția particulară

$$V_r = \frac{c}{2} r.$$

În acest caz $m = 2\pi r \rho V_r = 2\pi\rho \frac{c}{2} r^2$, iar ecuația (15) devine

$$V_\theta = c_1 r^{1-\frac{cr^2\rho}{2\pi\mu}}.$$

Pentru un turbionator de raze $r = 100$ mm și pentru a fi îndeplinită condiția (18) trebuie ca panta vitezei axiale V_z să fie

$$c < \frac{1}{400}.$$

În conformitate cu analiza de mai sus s-ar putea presupune că repartiția de viteze în lungul unui turbionator în echicurent pe raze ar avea alura din figura 7.

În secțiunea inițială în cazul cînd gazul intră prin orificiul tangențial cu viteză mică acesta nu umple întreaga secțiune deoarece repartizarea inițială făcîndu-se conform legii circulației constante, viteza atinge valoarea maximă înainte ca să ajungă în centru (conform ecuației (15) repartiția poate să urmeze legea $V_\theta = \frac{c_1}{r^n}$, în care n poate să fie mai mare decît unitatea).

În această regiune debitele radiale sînt mari și continuă să fie mari pînă cînd se umple întreaga secțiune. Pe măsură ce debitul radial se micșo-

reză are loc o modificare a repartiției vitezelor ca în figura 7 astfel ca în secțiunea în care viteza urmează legea

$$V_\theta = c_1 r$$

să se poată opera cu ajutorul unui tub central separarea gazului rece de cel cald.

În literatură se înclină a se aprecia capacitatea de separare (dacă presiunea și dimensiunile camerei de amestec sînt date), funcție de dimen-

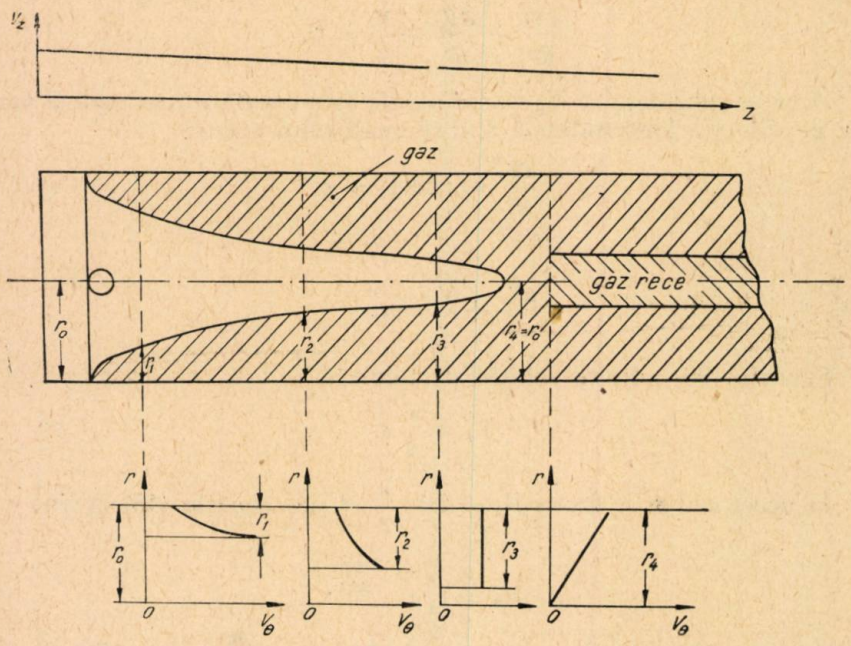


Fig. 7

siunea tubului „rece". În realitate, influența acestei dimensiuni este destul de mică în turbionatorul în echicurent și se micșorează încă pentru turbionatorul în contracurent.

Un factor mai important decît dimensiunea tubului rece în ceea ce privește capacitatea de separare îl joacă presiunea din cele două conducte.

Din ecuația (6) se poate vedea că un anumit cîmp de viteze creează un anumit cîmp de presiuni. Pentru orice variație a vitezelor se poate constata, și aceasta este evident dacă se analizează echilibrul unui element de fluid pe rază, că presiunea este mai mare la periferie decît în centru.

De aceea, separarea gazului cald de cel rece se poate realiza prin modificarea presiunilor dintre tubul „cald" și tubul „rece".

Pentru turbionatoarele în contracurent, acest mijloc de separare joacă rolul principal, fiind singura cauză care modifică sensul de scurgere al fluidului.

În felul acesta se poate explica faptul stabilit experimental al modificării sensului gazului cald și rece prin modificarea contrapresiunilor în cele două conducte în cazul turbionatorului în contracurent.

REZULTATE EXPERIMENTALE

Pentru studierea turbionatorului frigorific s-a proiectat o instalație de experimentare care să funcționeze pe gaz metan, în stația de experimentare a Institutului de energetică al Academiei R.P.R. de la Saros. În această stație așezată în apropierea sondelor de gaz metan se pot asigura debite relativ mari de gaz metan într-o gamă mare de presiuni (0—100 atm).

În funcție de debitele de gaz și presiunile existente s-a ales regimul de funcționare al turbionatorului cu următoarele caracteristici :

debitul nominal, $G = 300\,000$ Nm³/zi,

presiunea de intrare, $p = 30$ atm.

Pentru aceste date s-a proiectat un turbionator frigorific experimental în contracurent.

La baza construcției acestui turbionator au stat următoarele considerente :

Ajutajul de intrare a fost construit în trei variante :

1 ajutaj convergent, $d = 25$ mm,

1 ajutaj convergent, $d = 15$ mm,

1 ajutaj supersonic (convergent-divergent),

$$d_{cr} = 16 \text{ mm},$$

$$d_{max} = 25 \text{ mm}.$$

Ajutajele sînt frezate după suprafața circulară a camerei turbionatorului.

Camera de turbionare s-a construit ținînd seama de raporturile admise în literatură între diametrul camerei și diametrul ajutajului $D_a = 170$ mm.

Prin variația ajutajelor se poate varia raportul între diametrul de turbionare și diametrul ajutajului în limitele

$$\frac{D_a}{d} = 6{,}5-11.$$

În proiectarea tubului cald și rece s-a ținut seama de următoarele :

Asigurarea raportului optim în funcție de experiențele executate în U.R.S.S.

Considerarea faptului că în tubul cald se continuă fenomenul de separare a gazului din care motiv lungimea tubului cald este de două ori mai mare decît a tubului rece.

Lungimea tubului cald $l = 600$ mm.

Diametrele tubului cald și rece

$$D_1 = 110 \text{ mm}.$$

Ambele tuburi trec printr-un divergent la diametrul

$$D_2 = 250 \text{ mm.}$$

Vitezele axiale medii în cele două tuburi în ipoteza că întregul debit trece printr-un singur tub nu întrec pentru regimul nominal valoarea

$$V = 100 \text{ m/s.}$$

Camera de turbionare este despărțită de tuburile, cald respectiv rece de diafragma în scopul realizării unei separații pe secțiune. S-au construit diafragme cu următoarele diametre

$$D = 40 ; 50 ; 60 ; 70 ; 80 \text{ mm}$$

la dispozitive suplimentare de reglaj și de măsură s-au realizat (fig. 8 și 9) următoarele :

Turbionatorul frigorific este cuplat la o conductă de 40 atmosfere.

— Cele două conducte de ieșire „caldă" și „rece" pot să debiteze în conducte de utilizare locală sau în atmosferă.

— Variația presiunii în fața turbionatorului poate fi realizată cu ajutorul unui ventil colțar sau a unui ventil obișnuit.

— Variația contrapresiunii în tubul rece prin ventil obișnuit.

— Variația contrapresiunii în tubul cald prin ventil obișnuit.

— Dispozitivul de măsură conform schemei din figura 8 cuprinde :

— Ajutaj normalizat pentru măsurarea debitului gazului cald cu coloană de apă.

— Ajutaj normalizat pentru măsurarea debitului gazului rece cu coloană de apă.

— Priză de temperatură și presiune la intrarea în ajutajul tangențial (fig. 9).

— Prize de temperatură și presiune la intrarea și ieșirea din tubul cald.

— Prize de temperatură și presiune la intrarea și ieșirea din tubul rece.

Pentru temperaturile scăzute s-a utilizat termometre cu toluen.

Scopul experimentărilor în această primă fază s-a rezumat la următoarele :

— Analizarea condițiilor de funcționare la regimul nominal.

— Influența presiunii inițiale asupra capacității de separare.

— Influența contrapresiunii în tubul cald asupra gradului de separare.

— Influența dimensiunilor diafragmelor din tubul cald și rece.

— Influența vitezei gazului la ieșirea din ajutajul tangențial.

— Influența raportului dintre diametrul camerei de turbionare și diametrul ajutajului tangențial.

— Stabilirea condițiilor pentru care se ating temperaturile minime și cantitățile maxime de frigorii.

În graficul din figura 10 s-a reprezentat variația temperaturii gazului „rece" în funcție de raportul dintre debitul gazului rece și debitul total $n \parallel \frac{G_r}{G_c}$ pentru diferite presiuni la intrarea în ajutajul tangențial al turbionatorului.

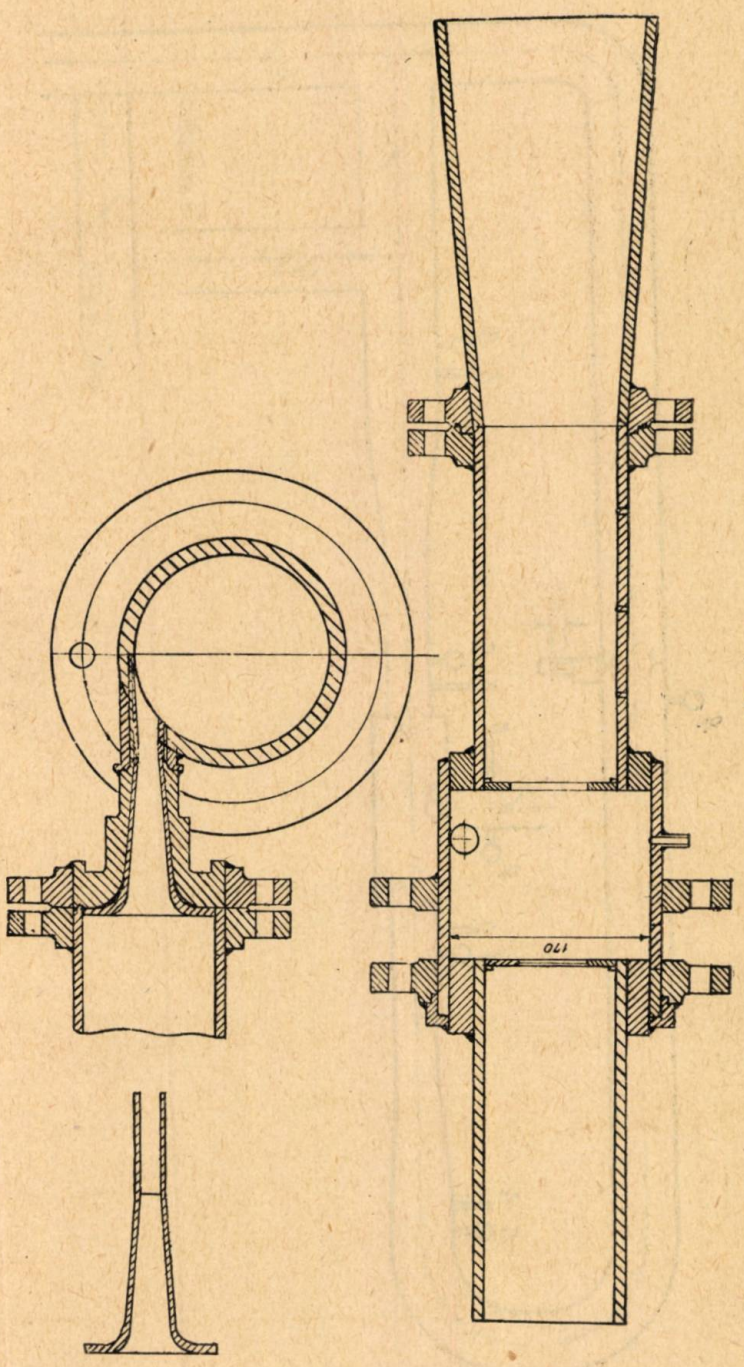


Fig. 8

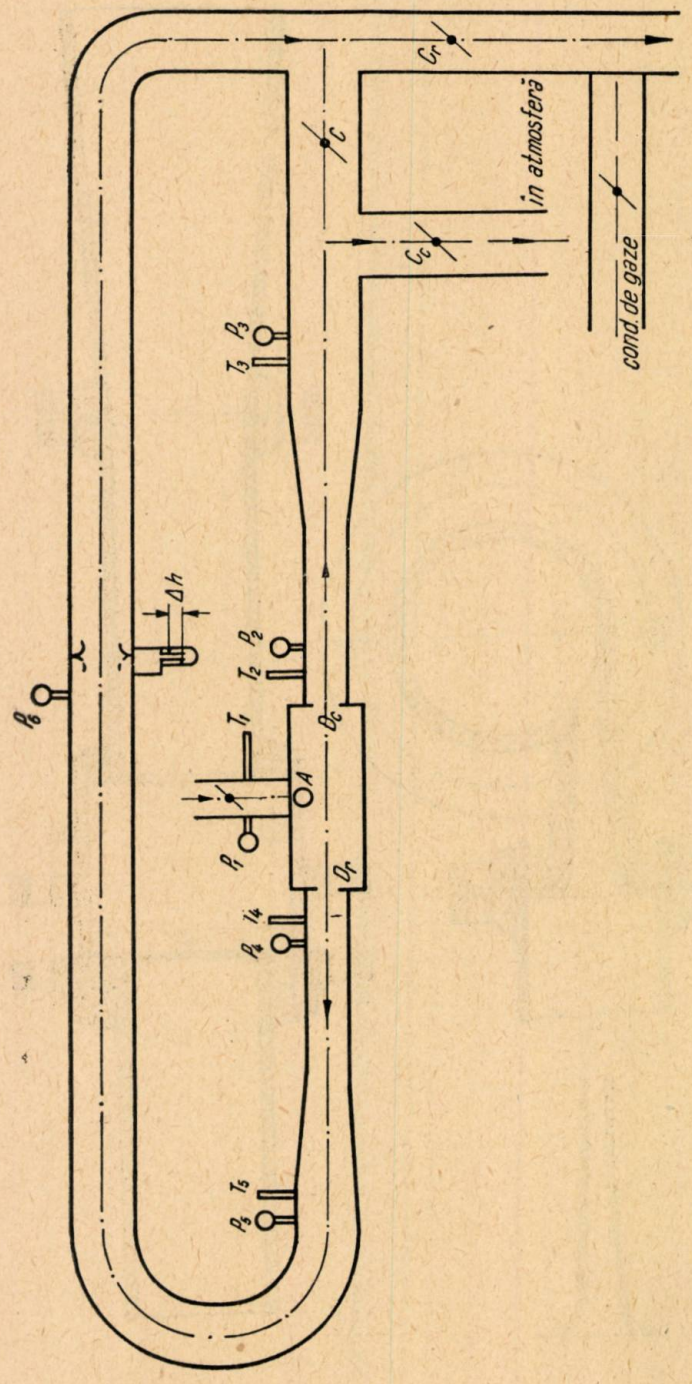


Fig. 9

Diametrul ajutajului tangențial $d = 25$ mm,
Diametrul diafragmei tubului rece $D = 40$ mm,
Diametrul diafragmei tubului cald $D = 110$ mm.

— În graficul din figura 11 s-a reprezentat variația temperaturii gazului cald și rece funcție de coeficientul n pentru două perechi de diafragme arătate pe grafic.

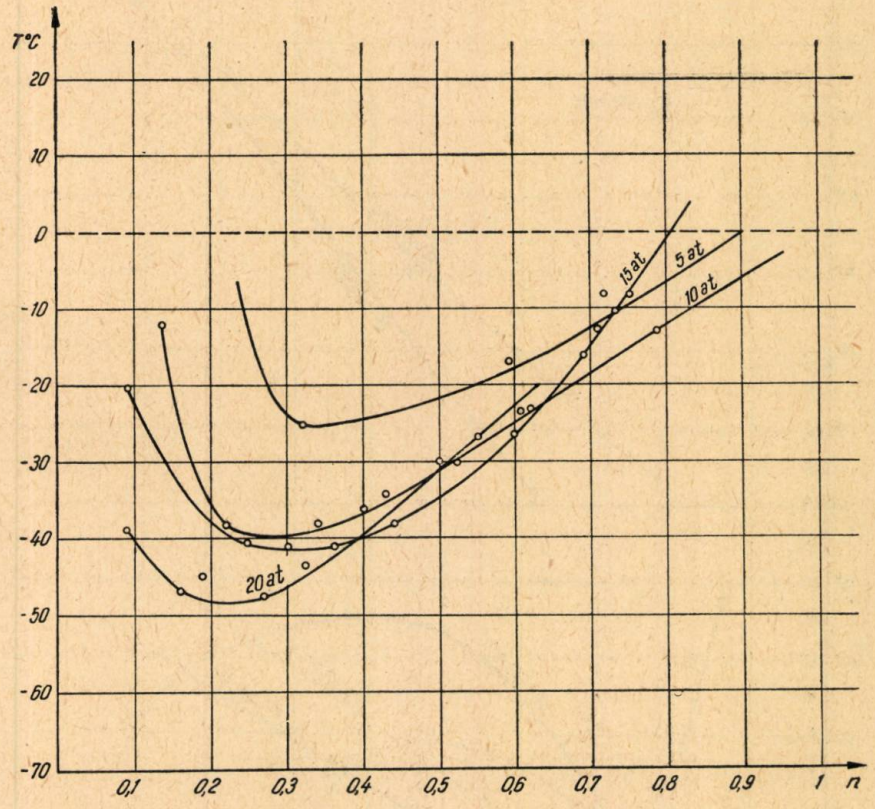


Fig. 10

Ajutajul tangențial $d = 25$ mm
Presiunea de intrare $= 10$ at.

Pe același grafic s-a trasat și cantitatea de frigorii obținute pe kilogram de fluid — $Q \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$ cantitatea de frigorii a fost calculată cu relația

$$Q = n\, C_p (T_r - T_0),$$

unde T_0 temperatura corespunzătoare laminajului pur de la presiunea de intrare în conductă la presiunea atmosferică. În felul acesta s-a eliminat efectul Joule-Thomson care nu caracterizează fenomenul de separare al turbionatorului frigorific.

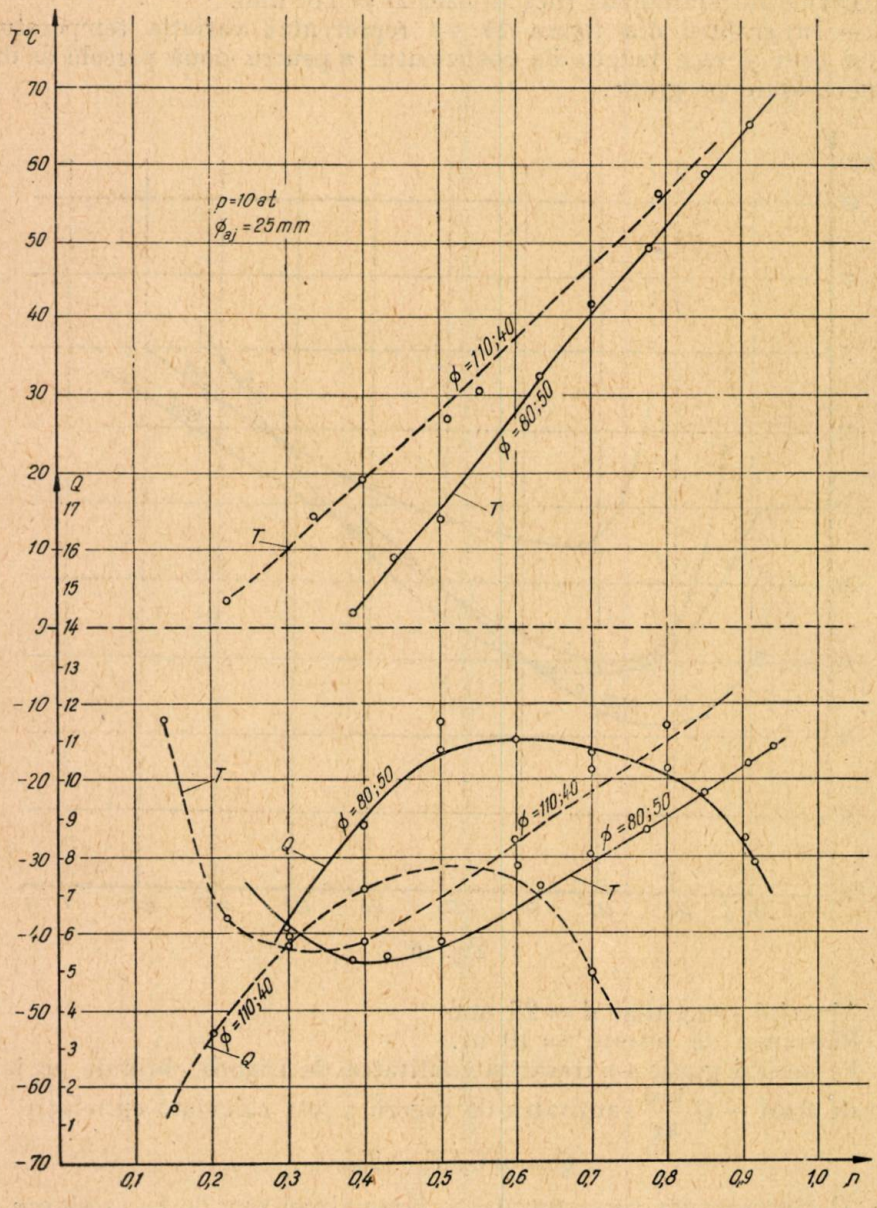

T°C
70
60
50
40
30
20
10
0
-10
-20
-30
-40
-50
-60
-70
Q
17
16
15
14
13
12
11
10
9
8
7
6
5
4
3
2
1
p=10 at
ϕ_{sj} = 25 mm
ϕ = 110;40
ϕ = 80;50
T
Q
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
1,0
p

Fig. 11

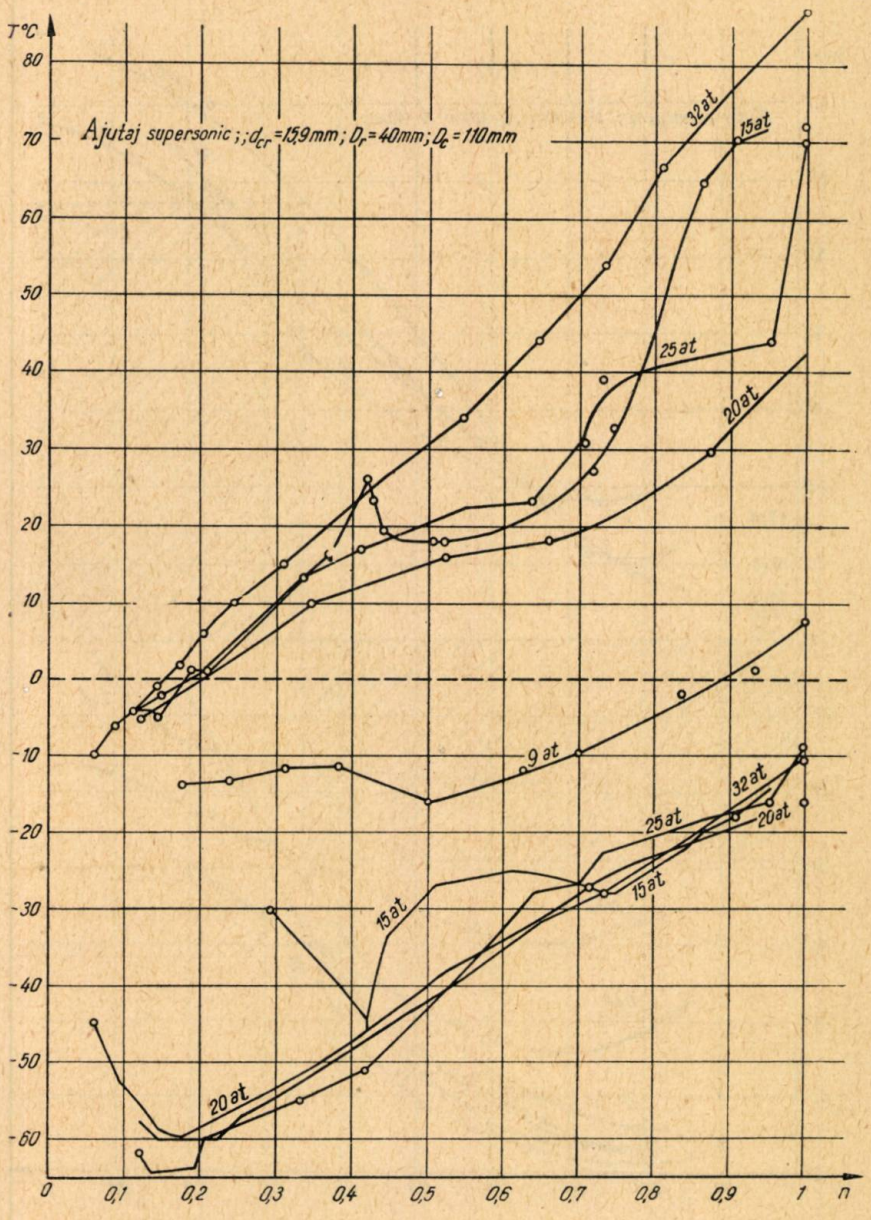
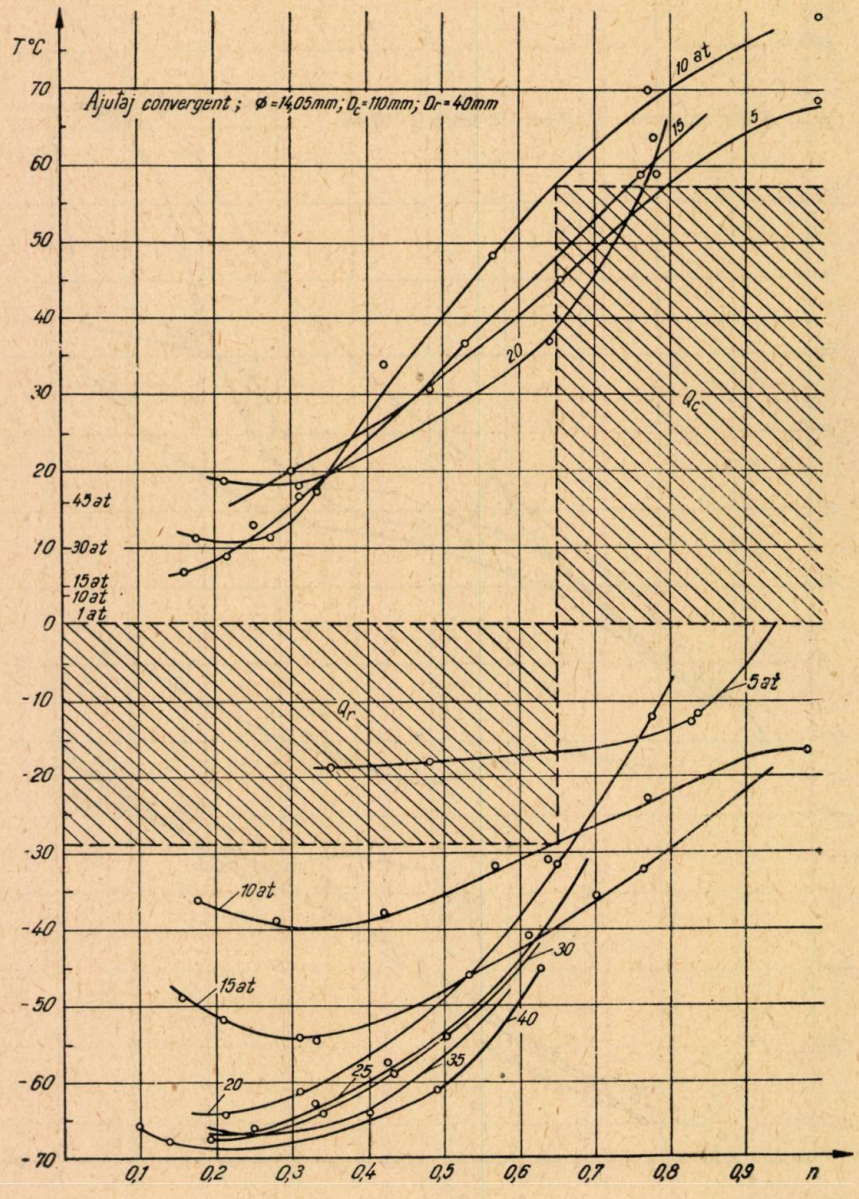

T°C
Ajutaj supersonic ; ; d_{cr}=15,9mm; D_r=40mm; D_e=110mm
32at
15at
25at
20at
9at
32at
25at
20at
15at
15at
20at
80
70
60
50
40
30
20
10
0
-10
-20
-30
-40
-50
-60
0
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
1
n

Fig. 12


T°C
Ajutaj convergent ; ∅ =14,05mm; Dc=110mm; Dr=40mm
10 at
15
5
20
Qc
45 at
30 at
15 at
10 at
1 at
Qr
5 at
10 at
15 at
20
25
30
35
40
70
60
50
40
30
20
10
0
-10
-20
-30
-40
-50
-60
-70
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
n

Pig. 13

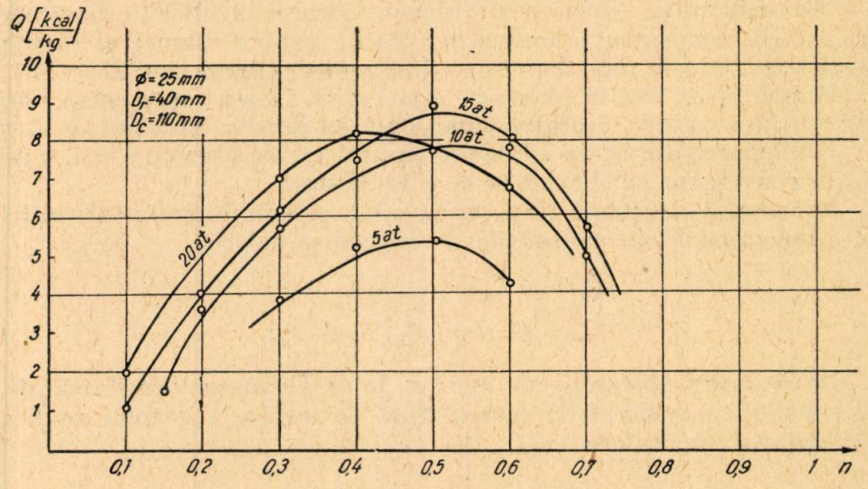

Q [kcal/kg]
ϕ = 25 mm
D_r = 40 mm
D_c = 110 mm
15 at
10 at
20 at
5 at
n

Fig. 14

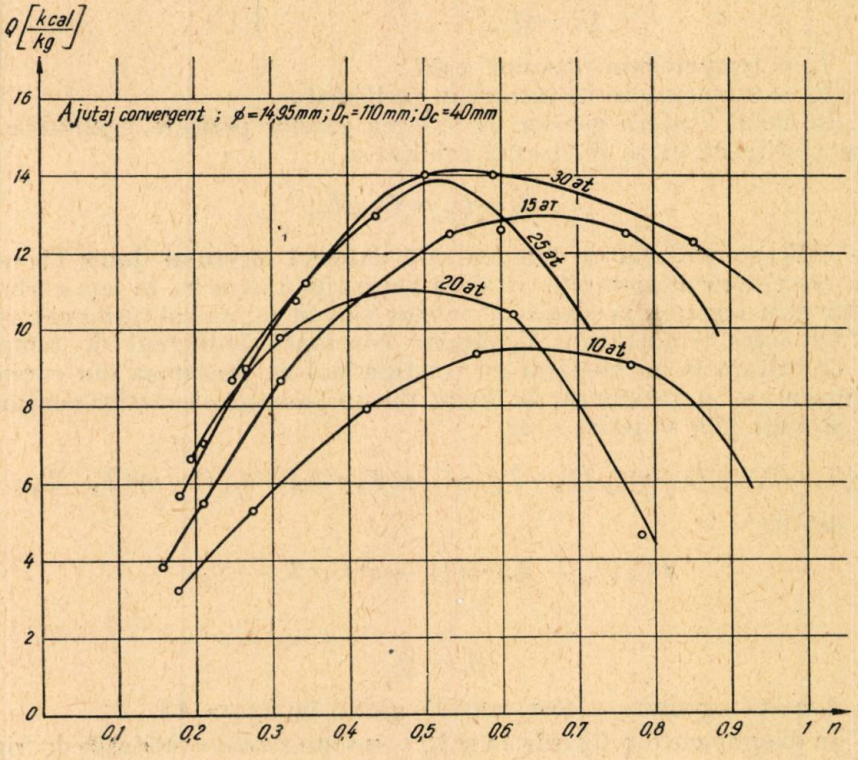

Q [kcal/kg]
Ajutaj convergent ; ϕ = 14,95 mm ; D_r = 110 mm ; D_c = 40 mm
30 at
15 at
25 at
20 at
10 at
n

Fig. 15

Din cercetarea funcționării turbionatorului la diferite diagrame s-a constatat că temperatura minimă se obține pentru diametrul diafragmei tubului rece $D = 40$ mm, diametrul diafragmei tubului cald $D = 110$ mm.

Pentru acest caz în diagrama din figura 12 s-a reprezentat variația temperaturilor pentru ajutajul supersonic la diverse presiuni de intrare.

În diagrama din figura 13 s-a reprezentat variația temperaturilor pentru ajutajul convergent cu diametrul $d = 14{,}95$ mm.

În această diagramă s-au reprezentat pentru ilustrare suprafețele Q_r și Q_c proporționale cu cantitățile de frigorii și calorii

$$Q_r = n\, C_p(T_r - T_0),$$
$$Q_c = (1 - n)\, C_p(T_c - T_0).$$

Dacă facem abstracție de efectul Joule-Thomson cantitatea de frigorii calculată plecînd de la temperatura de intrare a gazului va fi egală cu cantitatea de calorii

$$\left.\begin{aligned} Q'_r &= n\, C_p\,(T_r - T_1),\\ Q'_c &= (1 - n)\, C_p\,(T_c - T_1),\\ Q'_r &= Q'_c\,, \end{aligned}\right\} \qquad (21)$$

T_c = temperatura gazului cald,

T_1 = temperatura de intrare în turbionator.

În cazul abaterii gazelor de la legea gazelor perfecte, egalitatea (21) nu se realizează ci se realizează egalitatea

$$Q'_r + Q'_c = C_p \Delta T_j, \qquad (22)$$

unde ΔT_j este variația de temperatură datorită efectului Joule-Thomson. Acest efect se menține indiferent dacă laminajul a avut loc în fața turbionatorului prin reglarea presiunii de intrare sau în interiorul turbionatorului.

De aceea temperatura T_0 rămîne constantă indiferent de temperatura de intrare în turbionator cu condiția însă ca presiunea din conducta de alimentare și presiunea de ieșire din turbionator să rămînă constantă.

Relația (22) se poate scrie

$$n\, C_p\,(T_r - T_1) + (1-n) C_p\,(T_c - T_1) = C_p\, n(T_1 - T_0) + C_p\,(1-n)\,(T_1 - T_0), \qquad (23)$$

care devine

$$n\, C_p\,(T_0 - T_r) = (1 - n)\, C_p\,(T_c - T_0),$$

sau

$$Q_r = Q_c\,.$$

Această egalitate a fost arătată grafic în figura 13.

În diagramele din figurile 14 și 15 s-au reprezentat cantitățile de frigorii Q_r obținute pentru cele două ajutaje convergente la diferite presiuni.

Pentru aceleași ajutaje s-a reprezentat în diagrama din figurile 16 și 17 randamentul frigorific al turbionatorului.

Acest randament s-a definit ca raportul dintre cantitatea de frigorii obținută în turbionator (din care se scade efectul Joule-Thomson) dintr-un

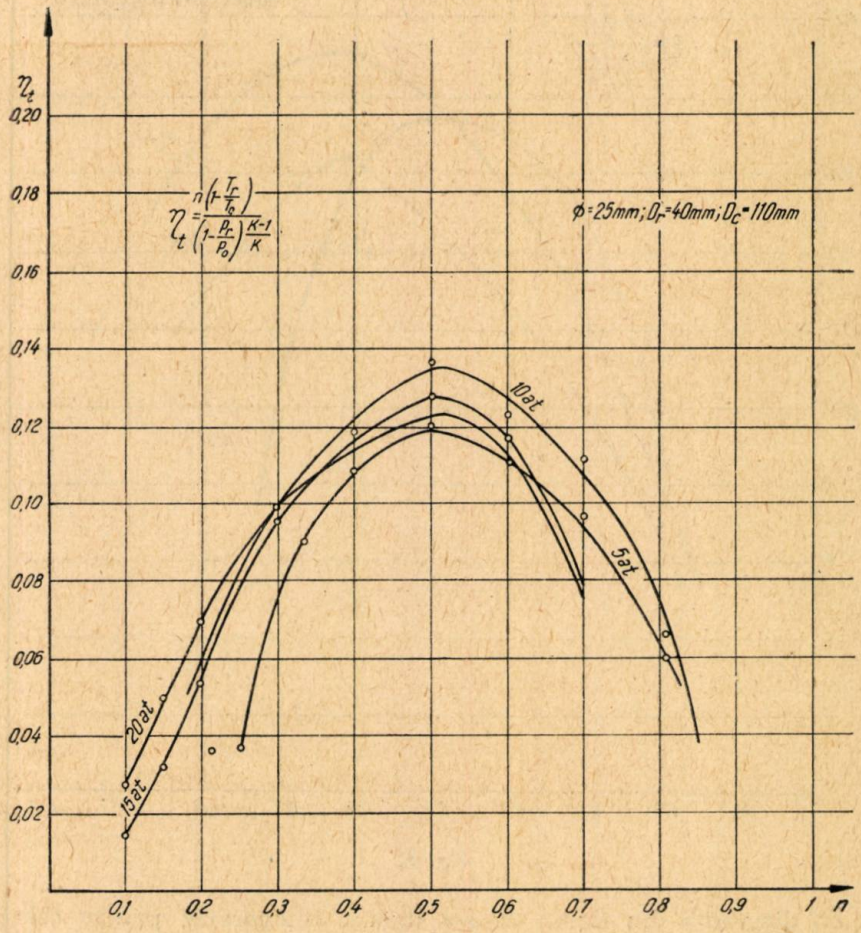


Fig. 16

kg de fluid, și cantitatea de frigorii care s-ar obține într-o turbină ideală pentru aceleași căderi de presiune

$$\eta_{it} = \frac{n\left(1-\frac{T_r}{T_0}\right)}{\left(1-\frac{p_r}{p_0}\right)\frac{k-1}{k}}. \qquad (24)$$

În diagramele din figurile 18 și 19 s-a reprezentat variația temperaturii gazului cald în funcție de contrapresiunea din tubul cald pentru cele două ajutaje convergente.

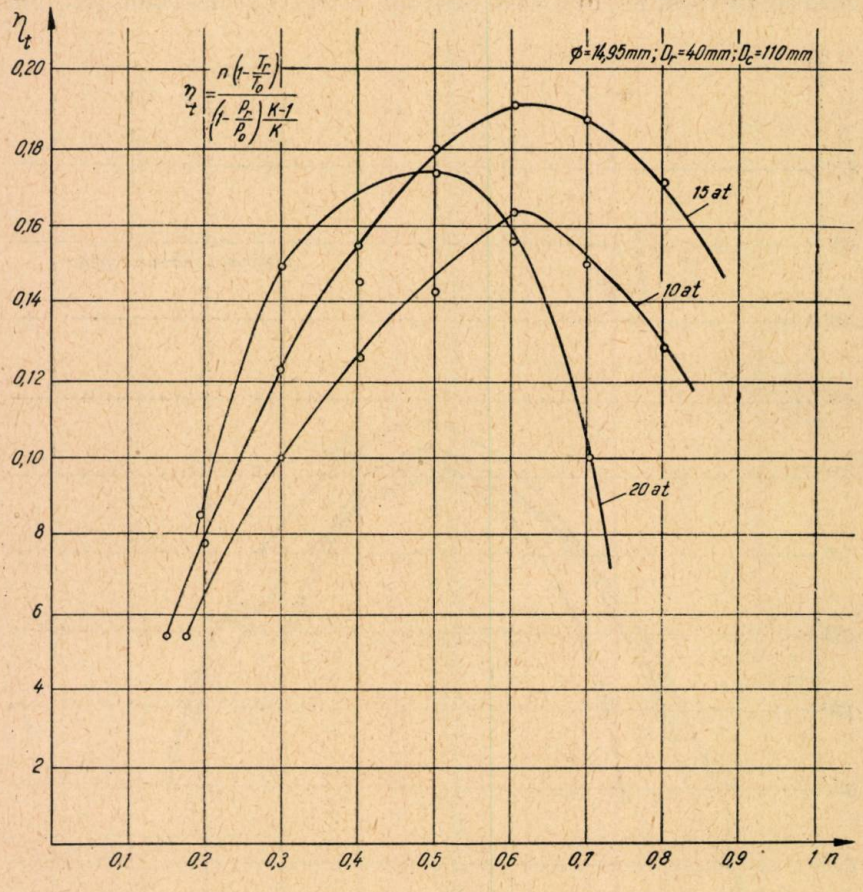


Fig. 17

În diagrama din figura 20 s-a figurat comparativ pentru cele trei ajutaje tangențiale și pentru presiunea de 15 atm temperatura gazului rece și randamentele.

Din analizarea rezultatelor experimentale se pot trage următoarele concluzii asupra funcționării turbionatorului frigorific :

Influența presiunii inițiale

În diagramele din figurile 10, 12 și 13 se poate vedea că pînă la o anumită presiune mărirea presiunii la intrarea în turbionator pentru toate tipurile de ajutaje, duce la mărirea capacității de separare.

De la o anumită presiune în sus curbele încep să se intersecteze ceea ce arată că mărirea presiunii duce la înrăutățirea capacității de separare. Se poate vedea din grafice că intersectarea are loc cu atît mai rapid cu cît ajutajul tangențial are diametrul mai mare.

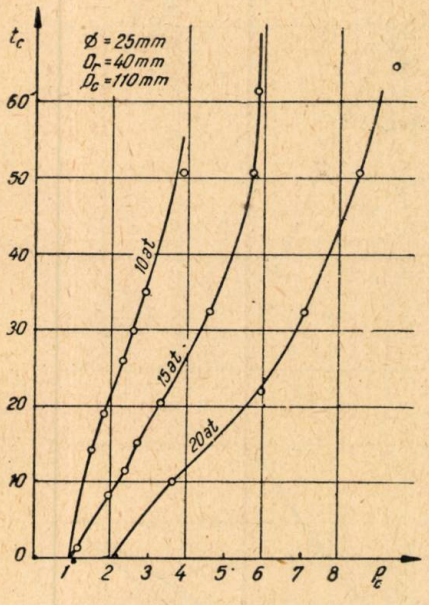


Fig. 18

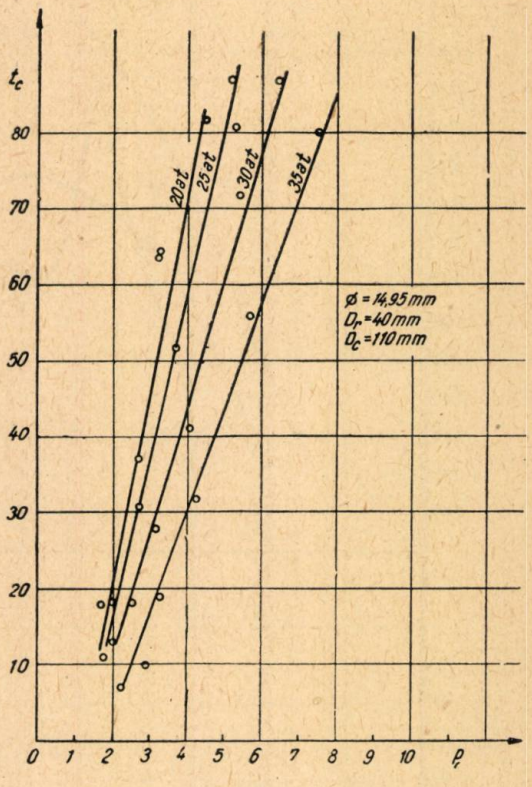


Fig. 19

Deoarece ajutajul determină la aceeași presiune debitul, se poate concluziona că mărirea debitului la un turbionator dat nu se poate face fără limită.

Caculele arată că regiunea în care se intersectează curbele temperaturilor corespunde stabilirii vitezei sunetului în diafragma tubului cald sau în diafragma tubului rece.

Acest fapt se poate stabili prin următoarele considerente :

Debitul ce trece prin turbionator poate fi exprimat

$$G = m_0 \frac{p_1^* F_i q(\lambda)}{\sqrt{T_1}}, \qquad (25)$$

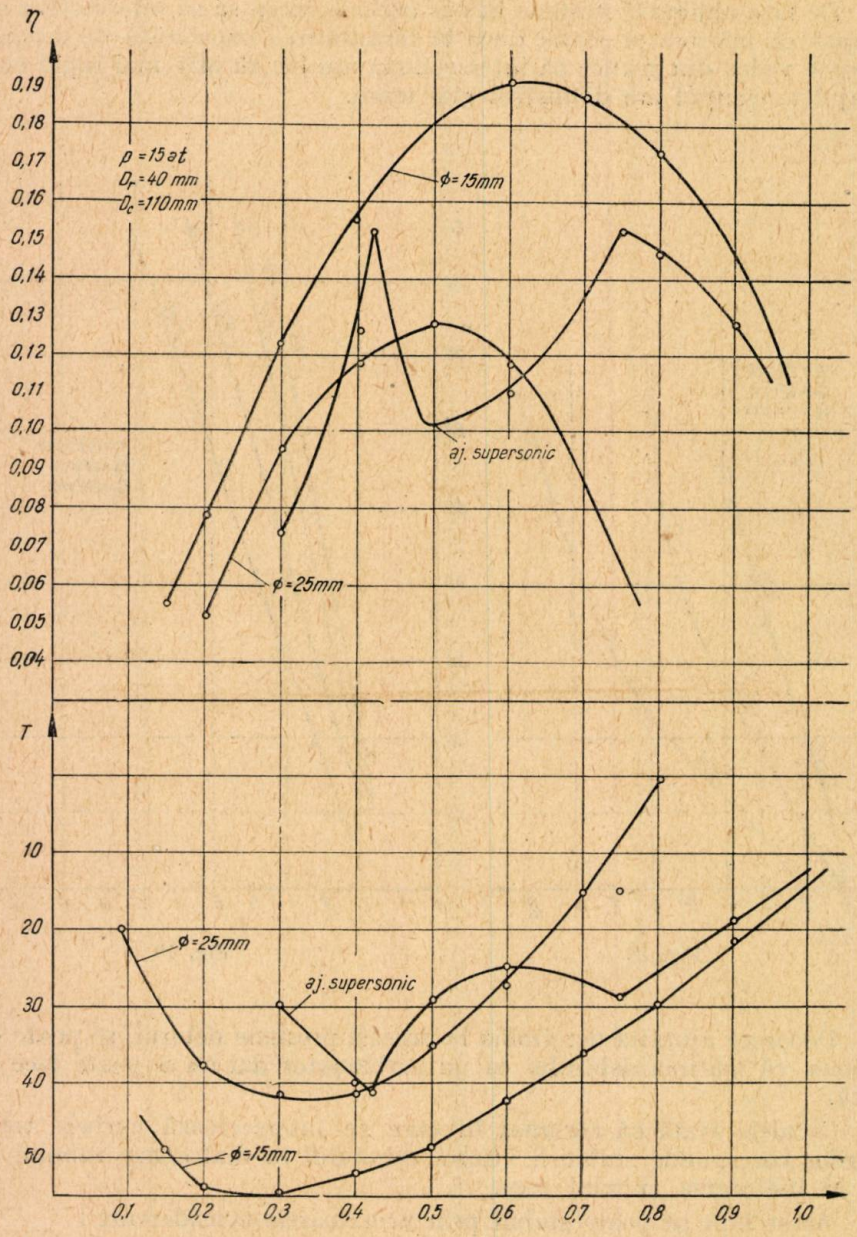

η
0,19
0,18
0,17
0,16
0,15
0,14
0,13
0,12
0,11
0,10
0,09
0,08
0,07
0,06
0,05
0,04
p = 15 at
D_r = 40 mm
D_c = 110 mm
ϕ = 15mm
aj. supersonic
ϕ = 25mm
T
10
20
30
40
50
ϕ = 25mm
aj. supersonic
ϕ = 15mm
0,1
0,2
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
1,0

Fig. 20

unde

F_i = secțiunea de ieșire a ajutajului,

$$m_0 = \sqrt{k\left(\frac{2}{k-1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}} \cdot g \,,$$

p_1^* = presiunea totală la intrare,

$$q(\lambda) = \left(\frac{k+1}{2}\right)^{\frac{1}{k-1}} \cdot \lambda \cdot \left(1 - \frac{k-1}{k+1}\lambda^2\right)^{\frac{1}{k-1}}$$ funcția gazodinamică a debitului,

$\lambda = \frac{V}{a_{cr}}$ coeficientul de viteză ; a_{cr} = viteza critică.

Pentru cazurile experimentale $\lambda = 1$ deoarece raportul presiunilor este supercritic.

Pentru valoarea $\lambda = 1$ însă

F devine F_{cr} — secțiunea critică.

Debitul ce trece prin diafragma „rece" se poate exprima

$$nG = m_0 \frac{p F_r \eta(\lambda)}{\sqrt{T_r}} \,, \qquad (26)$$

unde p_r = presiunea statică în diafragmă (poate să fie considerată presiunea după diafragmă care a fost măsurată),

F_r = secțiunea diafragmei,

$\eta(\lambda)$ = funcția gazodinamică avînd expresia,

$$\eta(\lambda) = \left(\frac{k+1}{2}\right)^{\frac{1}{k-1}} \frac{\lambda}{1 - \frac{k-1}{k+1}\lambda^2}$$

n = coeficientul de separare al debitului.

Din expresiile (25) și (26) se poate determina

$$\eta(\lambda)$$

și deci λ

$$\eta(\lambda) = n \frac{p_1^*}{p_r} \frac{F_i}{F_r} \sqrt{\frac{T_r}{T_1}} \,.$$

Dacă calculăm viteza pentru punctul din figura 10 pentru care curbele se intersectează corespunzător parametrilor

$p_1^* = 20$ at, $n = 0{,}4$, $T_i = 273$ °K, $T_r = 233$ °K,

$F_i = 4{,}9$ cm², $F_r = \frac{\pi D_r^2}{4} = 12{,}6$ cm²,

$p_r = 1{,}1$ at,

obținem

$$\eta(\lambda) = 2{,}6,$$

valoarea se scoate din tabelele [9].

$$\lambda = 1{,}27.$$

În realitate viteza este sonică deoarece presiunea în diafragmă este mai mare decît cea măsurată după diafragmă din cauza pierderilor prin șoc.

În momentul cînd se atinge viteza sunetului în diafragma tubului rece, presiunea totală a gazului rece trebuie să crească ceea ce face ca destinderea și efectul frigotehnic să scadă.

Influența dimensiunilor diafragmelor

Cercetînd funcționarea turbionatorului cu diferite diafragme s-a constatat că cu cît diametrul diafragmei este mai mic cu atît temperatura minimă obținută este mai joasă, ea se obține însă la debite mai mici. Cantitatea de frigorii obținută cu diafragma de diametrul mic este mai mică (fig. 11). Aceasta se poate explica prin aceea că diafragma cu diametrul mic creează pierderi prin laminaj.

Influența contrapresiunilor în tubul cald

Contrapresiunea tubului cald joacă un rol esențial în funcționarea turbionatorului frigorific.

Contrapresiunea în cazul instalației realizate a fost singurul parametru prin variația căruia s-a obținut întreaga gamă a temperaturilor și debitelor gazului rece pentru un turbionator de parametrii geometrici dați.

În toate cazurile mărirea debitului gazului rece poate fi realizată prin mărirea contrapresiunii în tubul cald. În cazul cînd nu se creează contrapresiunea, întreaga cantitate de gaz se destinde pînă la presiunea atmosferică și se scurge prin tubul cald. De aceea contrapresiunea este absolut necesară funcționării turbionatorului frigorific și nu numai reglării sale. Cîmpul de viteze conform legii de mișcare a corpului solid

$$V_\theta = \text{const.}\, r$$

nu poate fi realizat, dacă nu există un gradient puternic de presiune pe rază, ceea ce se concretizează printr-o diferență apreciabilă de presiune între tubul cald, care preia gazul din regiunea periferică și tubul rece care preia gaz din regiunea centrală.

În graficul din figurile 18 și 19 este reprezentată variația contrapresiunilor din tubul cald funcție de temperatura gazului cald.

Se vede că variația este aproximativ liniară.

Dacă se ține seama de ecuația (6) se observă că

$$\frac{d\rho}{dr} = \rho \frac{V_\theta^2}{r} = \rho\, \omega^2 r. \tag{27}$$

Dacă admitem $\rho = \text{const.}$

$$p_2 - p_0 = \rho \frac{\omega^2 r^2}{2} = \rho \frac{V_\theta^2}{2}.$$

Variația temperaturii totale la periferie (raze r_0) este funcție de V_θ^2

$$\Delta T^* = f(V_\theta^2),$$

de unde

$$p_2 - p_0 = f(\Delta T).$$

Această funcție este aproximativ o dreaptă așa cum arată figurile 18 și 19.

Pentru a pune în evidență și presiunile de intrare în turbionator, deci debitele, din relația (27), se obține, în cazul cînd se renunță la ipoteza $\rho = \text{const.}$

$$dp = \rho\, \omega^2 r\, dr,$$

$$\int dp = \omega^2 \int \rho r\, dr.$$

Dacă integrarea se face pe toată secțiunea de la

$$r = 0 \text{ pînă la } r = r_0$$

și dacă se ține seama de

$$2\pi V_z \cdot \int_0^r \rho r dr = \frac{G}{g},$$

atunci

$$p_2 - p_0 = \frac{G_0}{g} \frac{1}{2\pi V_z} \omega^2, \tag{28}$$

p_2 este presiunea la periferia tubului,

p_0 — presiunea în centru.

Considerînd că p_0 este presiunea din centru și corespunde presiunii din tubul rece (egală în cazul experiențelor cu presiunea atmosferică), iar p_2 contrapresiunea din tubul cald (măsurată), relația (28) este verificată de rezultatele experimentale din figurile 18 și 19. Într-adevăr observăm că

$$(p_2 - p_0) \uparrow G \uparrow.$$

Debitul G crește cînd crește presiunea de intrare sau cînd secțiunea ajutajului crește. Din figurile 18 și 19 se observă că în aceste condiții contrapresiunea deci $(p_2 - p_0)$ crește.

Pentru turbionatorul în contracurent cum este și cel experimentat, contrapresiunea este singurul factor care explică schimbarea sensului din întoarcerea vînei de gaz rece, atît din camera de amestec, cît și din tubul cald. În experimentări s-a constatat că fenomenul de separare continuă încă mult timp după ce gazul a trecut de diafragma tubului cald. Această constatare s-a putut efectua observînd variația temperaturii gazului cald. La toate măsurătorile și pentru toată gama de variație a parametrilor turbionatorului, temperatura (fig. 8)

$$T_3 > T_2$$

deci temperatura crește în lungul tubului cald, fapt care nu poate avea loc decît dacă o cantitate de gaz de temperatură scăzută se reîntoarce prin camera

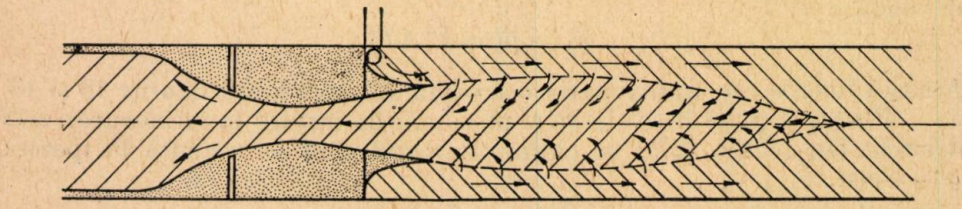


Fig. 21

de amestec în tubul rece. Distanța dintre prizele de temperatură T_2 și T_3 este de $l = 1500$ mm; diferența medie de temperatură este de 30°C. Cel puțin pe toată această lungime gazul se scurge în două sensuri, domeniul periferic care circulă de la camera de amestec înspre ieșire și domeniul central în care gazul circulă în sens invers, înspre camera de amestec. Această schimbare de sens este guvernată numai de diferența de presiune dintre tubul cald și cel rece, deci în fond de contrapresiune. Gazul rece de presiune mai mică — care inițial este antrenat pe o anumită lungime în tubul cald — nu-l poate însă părăsi pentru că nu poate învinge contrapresiunea creată de ventilul de laminaj, fiind obligat să-și schimbe de sens și să se reîntoarcă prin zona centrală — zona presiunilor mici în spre tubul rece a cărui contrapresiune este și trebuie să fie foarte mică.

În figura 21 se arată schematic funcționarea unui turbionator în contracurent. Din schemă se poate vedea că aerodinamica interioară a acestui tip de turbionator este foarte complexă și se poate foarte greu preta unui calcul analitic precis.

Influența vitezei gazului la ieșirea din ajutajul tangențial

Variația vitezei gazului s-a realizat prin modificarea ajutajului tangențial. Într-un caz viteza era viteza sunetului, iar prin introducerea ajutajului supersonic, viteza teoretică a fost: $V = \lambda a_{cr}$; $\lambda = 1{,}83$.

În diagramele din figurile 12 și 20 se vede că ajutajul supersonic nu este superior celorlalte ajutaje. Rezultatele atît în ceea ce privește tempe-

raturile minime cît și randamentele sînt aproape în toate cazurile inferioare ajutajelor convergente utilizate.

Aceste rezultate deocamdată infirmă considerente existente în literatură, asupra efectului puternic pozitiv al măririi vitezii, în ajutajul tangențial. Rezultatele după cum se vede din grafic arată o funcționare instabilă, fapt care s-a făcut resimțit în experimentare prin vibrații puternice. Neconcordanța dintre rezultatele obținute și considerentele din literatură se datoresc probabil ipotezelor care nu se îndeplinesc și anume : se consideră că mărirea vitezei tangențiale la intrare, atrăgînd după sine mărirea momentului cantității de mișcare, duce la mărirea vitezei unghiulare ω în secțiunea de separare.

În realitate însă pentru a exista o viteză mare trebuie conform ecuației (28) să existe un gradient puternic de presiune pe rază. Dacă destinderea este foarte pronunțată în ajutaj și dacă considerăm că viteza tangențială nu se poate transforma în general în presiune, vedem că acest gradient de presiune se micșorează. În afară de aceasta cu cît viteza de ieșire din ajutaj este mai mare, cu atît viteza maximă se realizează mai aproape de peretele camerei de amestec și deci secțiunea în care se găsește ajutajul tangențial este numai parțial ocupată, ceea ce duce la mărirea vitezelor axiale care consumă inutil presiunea gazului.

Influența raportului dintre diametrul camerei de turbionare și a ajutajului tangențial

Această influență s-a putut constata prin experimentarea a două ajutaje convergente de diametre diferite $d = 25$ mm, $d = 15$ mm.

În figurile 10 și 13 se reprezintă variația temperaturilor ; în figurile 14 și 15 cantitățile de frigorii și în figurile 16 și 17 randamentele turbionatorului echipat cu cele două ajutaje tangențiale.

Din aceste grafice se poate vedea superioritatea netă pentru toate regiunile a ajutajului de secțiune mai mică.

Pentru acest ajutaj raportul

$$d_1 = \frac{D_c}{d_{aj}} = 11{,}3$$

este mult mai mare decît cel considerat optim în literatură.

Trebuie precizat în funcție de rezultatele noastre că acest raport optim depinde foarte mult și de presiunea de intrare.

Faptul că ajutajul de diametru mai mare a lucrat în condiții mai defavorabile, poate fi explicat dacă ținem seama de debitul mărit de gaz ce trece prin turbionator în cazul utilizării unui asemenea ajutaj.

Raportul debitelor ce trec prin cele două ajutaje la aceleași presiuni este de aproximativ

$$\frac{G_{25}}{G_{15}} = 2{,}75.$$

Aceasta face ca repartiția vitezelor să se modifice, vitezele să crească, viteza sunetului să se atingă mai rapid și deci gradul de destindere în camera de turbionare să se micșoreze pentru ajutajul de secțiune mărită fapt reprezentat prin consecințele sale — capacitatea de separare frigorifică (fig. 20).

În concluzie se poate preciza că turbionatorul frigorific cu cele mai bune rezultate, atît în ceea ce privește temperatura minimă, cantitatea de frigorii și randamentul este turbionatorul caracterizat prin următoarele dimensiuni :

$D_a = 170$ mm diametrul camerei de amestec,
$D_r = 40$ mm diametrul diafragmei tubului rece,
$D_c = 110$ mm (tubul cald joacă rol de diafragmă),
$d_{aj} = 15$ mm diametrul de ieșire al ajutajului convergent.

În aceste condiții rezultatele optime obținute sînt

$$t_{r\,\min} = -68{,}5°C, \quad \text{pentru } n = 0{,}25\,; \quad p = 40 \text{ at},$$

$$t_0 - t_{r\,\min} = 84{,}5°C$$

$$t_{c\,\max} = 80°C$$

$$t_{c\,\max} - t_{r\,\min} = 148{,}5°C$$

$$Q\ \frac{\text{kcal}}{\text{kg}} = 14 \quad \text{pentru } n = 0{,}55$$

$$\eta_{t\,\max} = 0{,}192 \quad \text{pentru } n = 0{,}5\,; \quad p = 15 \text{ at}.$$

Avînd în vedere că randamentul maxim atins este apropiat și în unele cazuri superior randamentelor calculate pentru condițiile experimentării după metoda Grozovski se poate recomanda pentru utilizare turbionatorul experimentat cu particularitățile arătate în figura 9.

Pentru a avea un criteriu de alegere a dimensiunilor la un turbionator ce se construiește se poate proceda în felul următor :

Se face ipoteza confirmată de studiul teoretic și rezultatele experimentale, că cîmpul de viteze axiale și deci și vitezele axiale medii au o influență foarte mare asupra funcționării turbionatorului.

Se calculează viteza medie axială în diafragma tubului rece pentru condițiile de funcționare la randamentul optim.

Calculul arată că pentru punctele de randament maxim coeficientul de viteză mediu este

$$\lambda_r \cong 0{,}6.$$

Utilizîndu-se relațiile (25) și (26) se deduce

$$\eta(\lambda_2) = n \sqrt{\frac{T_r}{T_0}} \frac{p_0^*}{p_r} \frac{d_{aj}^2}{D_r^2} q(\lambda_0), \tag{29}$$

unde

λ_0 = coeficientul de viteză în ajutajul tangențial,
p_0^* = presiunea totală în fața ajutajului tangențial,
p_r = presiunea statică în diafragma tubului rece,
d_{aj} = diametrul ajutajului,
D_r = diametrul diafragmei tubului rece.

Ținînd seama că

$$\lambda_0 = 1 \text{ deci } q(\lambda_0) = 1,$$

pentru $\lambda_r \cong 0{,}6$, $y(\lambda_r) \cong 1$.

Considerînd pentru simplificare că $\sqrt[4]{\frac{T_0}{T_r}} \cong 1$

se obține

$$\frac{D_r}{d_{aj}} \cong \sqrt{n \frac{p_0}{p_r}}. \tag{29'}$$

Pentru a se atinge același regim al vitezelor axiale și deci conform potezelor noastre același randament se poate recomanda pentru un turbionator în contracurent de tipul celui experimentat formula (29') pentru alegerea raportului diametrelor.

În urma determinării diametrelor d_{aj} și D_r celelalte diametre se pot alege din rapoartele existente la turbionatoarele experimentate

$$\frac{D_c}{D_r} \cong 2{,}8,$$

$$\frac{D_a}{D_r} \cong 4{,}25.$$

În urma acestor determinări, vitezele axiale medii pentru un turbionator ce se proiectează vor fi aceleași ca pentru turbionatorul experimentat în condițiile de randament maxim.

Dacă determinarea s-a făcut ca mai sus caracteristicile turbionatorului se pot calcula aproximativ cu relația

$$\left(1 - \frac{T_r}{T_0}\right) = (0{,}516 - 0{,}334\, n)\left(1 - \frac{p_r}{p_0^*}\right)^{\frac{k-1}{k}} \tag{30}$$

Formula (30) reprezintă o relație empirică obținută prin prelucrarea datelor experimentale pentru turbionatorul de dimensiuni geometrice optime.

Pentru detaliarea ulterioară a funcționării și a considerentelor de proiectare este necesar studiul aerodinamicii exterioare a turbionatorului ce va constitui o preocupare de viitor.

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ХОЛОДИЛЬНОГО ТУРБИОНАТОРА НА ПРИРОДНОМ ГАЗЕ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Анализируется с теоретической точки зрения работа холодильного турбионатора, и устанавливаются условия, необходимые для получения удобного распределения поля скорости. Описывается опытная установка турбионатора, работающего на природном газе, а также полученные результаты. В заключение даны несколько элементов для проектирования холодильного турбионатора.

ÉTUDE THÉORIQUE ET EXPÉRIMENTALE DU TOURBILLONNATEUR FRIGORIFIQUE À GAZ NATURELS

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail, l'auteur fait l'analyse théorique du fonctionnement du tourbillonnateur frigorifique et établit les conditions nécessaires pour obtenir une répartition convenable du champ des vitesses. Il présente une installation pour l'expérimentation d'un tourbillonnateur fonctionnant aux gaz naturels, ainsi que les résultats obtenus. Il conclut en indiquant quelques éléments nécessaires au projet d'un tourbillonnateur frigorifique.

BIBLIOGRAFIE

1. N. Dubinski, *O vraşsciusciihsea potokah gaza.* Izv. Akad. Nauk. 1954, nr. 8, Izvestia Akad. Nauk, 1954, nr. 10.
2. Grozovski i Kuznețov, *K teorii vihrevoi camerî dlia ahlajdeniia gazovogo potoka.* Izv. Acad. Nauk, 1954, nr. 10.
3. M. Dubinski, *Vihrevoi energorazdelitel potoka.* Izv. Akad. Nauk, 1955, nr. 6.
4. C. Aleksev i V. Martinovski, *Vihrevoi effekt ohlajedniia.* Izv. Akad. Nauk, 1956, nr. 1.
5. Paul Ioanid, *Asupra utilizării presiunii naturale a gazului metan în scopuri frigorifice şi energetice în aparate fixe.* Studii şi cercetări de energetică, 1955, t. 5, nr. 3—4.
6. W. Hilton, *High - Speed Aerodynamics,* Londra, 1952.
7. E. Carafoli, *Aerodinamica vitezelor mari.* Ed. Acad. R.P.R., Bucureşti, 1956.
8. R. G. Perelman, *Issledovanie iavleniia voronkoobrazovaniia.* Trudî M.A.I., 1954, nr. 38.
9. P. N. Abramovici. *Prikladnaia gazovaia, dinamika.* Moscova, 1953.

MĂRIMI CE DEFINESC CALITATIV PROCESELE DE LUCRU ALE COMPRESOARELOR CU JET DE GAZE*)

DE

ADRIAN CĂLIN VASILESCU şi IULIU CSERVENY

1. În industria extractivă de gaze naturale din R.P.R. se aplică cu succes de cîţiva ani, compresorul cu jet de gaz metan. Acesta conduce la o folosire raţională a energiei potenţiale a gazului metan (fără combustie sau chimizare) prin aceea că se utilizează energia gazelor de presiune ridicată pentru a antrena şi comprima gaze de presiune scăzută. Pentru aprecierea calitativă a acestor aparate este necesară precizarea unor mărimi caracteristice care să permită compararea lor. Trebuie remarcat că energia utilizată în compresorul cu jet de gaz metan este o energie recuperată, deoarece în exploatarea normală, gazele de presiune superioară sînt laminate pînă la presiunea conductei de transport.

În literatură se întîlnesc doi parametrii adimensionali, capabili să definească calitativ procesele de lucru dintr-un compresor cu jet : coeficientul de injecţie u şi randamentul compresorului cu jet η. Asupra definirii ultimului parametru, părerile sînt împărţite şi problema este încă controversată.

Obiectul prezentei lucrări constă în analiza mărimilor ce definesc calitatea proceselor de lucru din compresoarele cu jet şi stabilirea expresiilor celor mai potrivite pentru compresorul cu jet de gaz metan. În acest scop se vor studia pe rînd coeficientul de injecţie şi randamentul compresorului cu jet.

Ipotezele în care se face acest studiu sînt : atît fluidul activ cît şi fluidul antrenat sînt gaze de aceeaşi compoziţie ; amestecarea are loc la presiunea constantă ; gazul de presiune inferioară nu suferă accelerare pînă în camera de amestec.

2. Se numeşte coeficient de injecţie u raportul dintre debitul de gaz de presiune inferioară G_i şi debitul de gaz de presiune superioară G_s

$$u = \frac{G_i}{G_s} . \tag{1}$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 15 septembrie 1957.

Se propun trei etape pentru calculul coeficientului de injecție
— coeficientul de injecție ideal al compresorului cu jet;
— coeficientul de injecție teoretic al compresorului cu jet;
— coeficientul de injecție real al compresorului cu jet.

2.1. Coeficientul de injecție ideal al compresorului cu jet corespunde procesului de amestecare reversibilă și lipsei oricărui fel de pierdere. Compresorul cu jet ideal apare prin urmare ca un aparat ipotetic. În cîmpul diagramei $i-s$ (fig.1) s-a reprezentat dreapta amestecului SMI. Punctul S reprezintă starea gazului activ (la presiunea p_s), punctul I starea gazului antrenat

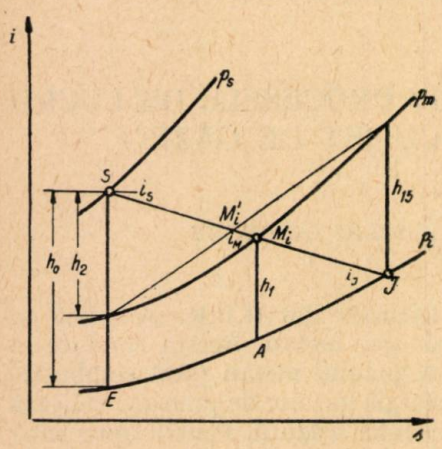


Fig. 1

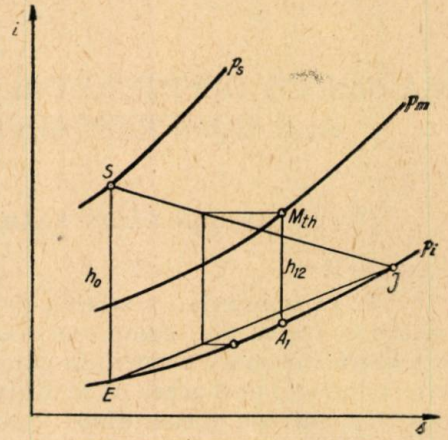


Fig. 2

(la presiunea p_i) și punctul M_i starea ipotetică a amestecului (la presiunea p_m). Valoarea coeficientului de injecție ideal este [1]

$$u_i = \frac{SM_i}{M_iJ} = \frac{i_s - i_M}{i_M - i_I}. \tag{2}$$

Pentru considerațiile de mai tîrziu este util să se stabilească o expresie pentru u_i în funcție de diferențele de entalpie realizate între presiunile de lucru. Prin confundarea punctului M_i cu M_i' se obține

$$u_i \cong \frac{h_2}{h_{15}}. \tag{3}$$

Prin aproximarea $h_{15} \simeq h_1 \simeq h_0 - h_2$ se ajunge la

$$u_i \simeq \frac{h_0 - h_1}{h_1}. \tag{4}$$

2.2. Coeficientul de injecție teoretic al compresorului cu jet u_h ține cont de specificul amestecării în compresorul cu jet și corespunde unui aparat care funcționează fără pierderi de frecare, în modul următor: în ajutajul compresorului cu jet se realizează destinderea izentropică SE (de la p_s la p_i) (fig. 2); amestecarea reală a gazului activ cu cel antrenat

face ca starea amestecului să fie figurată prin punctul A_1 amestecul este comprimat izentropic după evoluția A_1M_{th}. Considerîndu-se amestecarea izobară, se poate scrie [2]

$$u_{th} = \frac{1}{\psi_{1\,opt}} \sqrt{\frac{h_0}{h_{12}}} - 1. \tag{5}$$

Pentru $\psi_{1\,opt}$ se consideră valoarea $\psi_{1\,opt} = 0{,}943$ corespunzătoare distribuției parabolice a vitezelor în secțiunea de amestec.

2.3. Coeficientul de injecție real al compresorului cu jet u ține cont de toate fenomenele reale și poate fi măsurat sau calculat. Procesele din compresorul cu jet real sînt : destinderea adiabatică ireversibilă SD (fig. 3), procesul de amestecare la presiune constantă caracterizat prin creșterea de entropie A'_2A_2, comprimarea adiabatică ireversibilă A_2M în difuzor. Ansamblul acestor pierderi face ca între presiunile p_i și p_m să se realizeze un coeficient de injecție mai mic decît cele calculate pînă aici, a cărui valoare devine

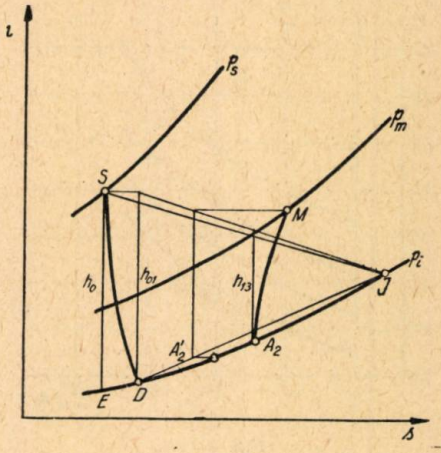


Fig. 3

$$u = \frac{k}{\psi_1} \sqrt{\frac{h_0}{h_{13}}} - 1. \tag{6}$$

2.4. Calitatea unui aparat poate fi apreciată prin compararea proceselor sale de lucru cu procese teoretice sau ideale. De aceea formăm rapoarte din coeficienții de injecție anterior stabiliți obținîndu-se trei rapoarte subunitare

$$\frac{u_{ih}}{u_i} = \varepsilon_i, \tag{7}$$

care propunem să fie numit cifră de calitate ideală a compresorului cu jet ;

$$\frac{u}{u_{ih}} = \varepsilon_{ih}, \tag{8}$$

care propunem să fie numit cifră de calitate teoretică a compresorului cu jet ;

$$\frac{u}{u_i} = \varepsilon_i\, \varepsilon_{ih} = \varepsilon, \tag{9}$$

care propunem să fie numit cifră de calitate a compresorului cu jet.

Este evident că valoarea cifrei de calitate ideală ε_i, cît și valoarea cifrei de calitate ε nu au importanță decît în calcule, coeficientul de injecție ideal fiind o noțiune complet străină de realitate. În schimb cifra de calitate teoretică ε_{ih} poate servi ca o măsură de comparație între două compresoare cu jet, tendința fiind o cît mai mare apropiere de procesele fără pierderi prin frecare.

Coeficientul de injecție în sine nu permite compararea decît a aparatelor care lucrează exact între aceleași mărimi de stare și în acest caz un coeficient de injecție mai mare indică procese de lucru mai bune, limita fiind coeficientul de injecție teoretic.

S-au calculat cifrele de calitate ale compresorului cu jet între presiunile $\left(p_s = 102-70\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\ ;\ p_i = 32\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\ ;\ p_m = 42-39\frac{\text{kgf}}{\text{cm}^2}\right)$ și s-au reprezentat, pentru un compresor cu jet experimentat.

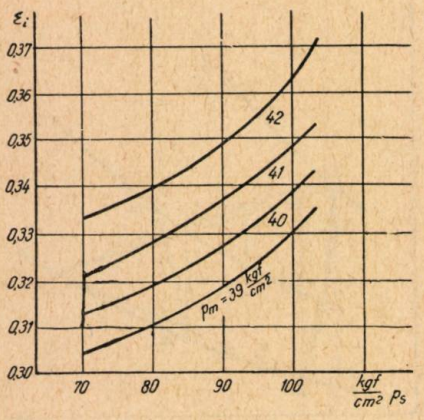


Fig. 4

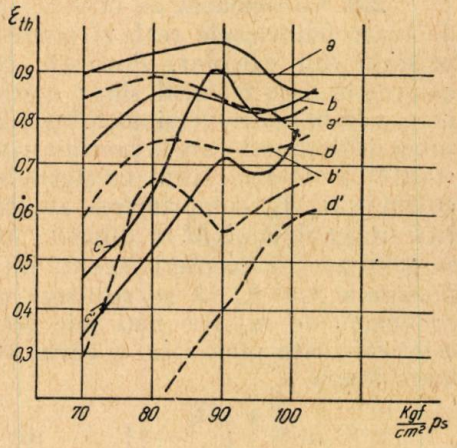


Fig. 5

În figura 4 se indică cum variază cifra de calitate ideală ε_i cu presiunea superioară p_s, presiunea medie p_m ca parametru. Se constată o creștere lentă a acestui termen cu presiunea superioară și cu presiunea medie, ceea ce se explică prin faptul că mărirea presiunii superioare duce la o creștere mai accentuată și mărirea presiunii medii la o scădere mai mică a coeficientului de injecție teoretic ca cel ideal.

În figura 5 se indică cum variază în aceleași condiții cifra de calitate teoretică. Apare evident că acest factor poate indica calitatea unui tip de compresor cu jet funcționînd între diferiți parametrii sau invers, dînd și maximul care reprezintă situația optimă.

3. Pentru a se compara comportarea compresoarelor cu jet lucrînd între diferite presiuni, literatura face apel la noțiunea : randamentul compresorului cu jet η. Prin aceasta se introduce ideea utilizării energiei conținute în gazele active. Se cunosc în literatură mai multe moduri de a defini randamentul compresorului cu jet.

3.1. Se definește randamentul compresorului cu jet ca raportul dintre energia minimă necesară comprimării gazului antrenat de la p_i la p_m, uh_{15} (fig. 1) și energia maximă ce se obține prin destinderea unui kilogram de gaz activ de la p_s la p_m, h_2. Astfel definit, randamentul compresorului cu jet duce la o schemă echivalentă de turbocompresor (fig. 6) în care gazul

activ se destinde în turbină de la p_s la p_m, iar gazul antrenat se comprimă în compresor de la p_i la p_m.

În acest mod pune problema I. W i e g a n d [3] care dă relația

$$\eta = \frac{b_{th}}{b_{pr}} \cdot 100\%, \tag{10}$$

unde

$b = \frac{G_s}{G_i} = \frac{1}{u}$ reprezintă consumul specific de abur viu

și

b_{th} — consumul specific teoretic,
b_{pr} — consumul specific măsurat.

Conform definiției date de W i e g a n d, consumul specific teoretic, corespunde inversului coeficientului de injecție ideal ceea ce permite să se scrie conform relației (3)

$$\frac{1}{u_i} = \frac{h_{15}}{h_2}$$

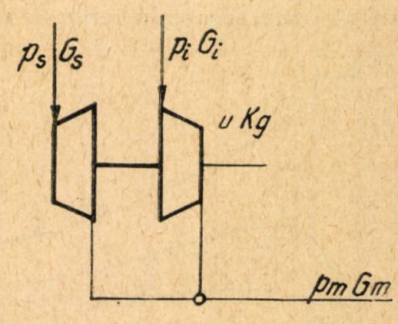


Fig. 6

și prin urmare relația (10) devine

$$\eta = u \frac{h_{15}}{h_2}, \tag{11}$$

adică randamentul definit la începutul acestui paragraf.

G. F l ü g e l [4] definește randamentul compresorului cu jet pentru gaze și aburi supraîncălziți prin relația

$$\eta_s = \frac{H_k}{\mu H_a}, \tag{12}$$

unde $H_k = h_{15}$ (fig. 1)
$H_a = h_2$
$\mu = \frac{1}{u}$

și prin urmare, randamentul exprimat de relația (12) coincide cu formula (11).

La o relație analoagă ajunge și A. N. L o j k i n [2] care dă expresia :

$$\eta_{IV} = \frac{h\ u}{h_T}, \tag{13}$$

unde $h_m = h_{15}$ (fig. 1)
$h_r = h_2$

astfel că expresia (13) este analoagă expresiei (11).

În figura 7 se prezintă valorile calculate pentru acest randament folosindu-se pentru aprecierea coeficientului de injecție formula (6) și făcîndu-se aproximațiile $h_{13} \simeq h_{15}$ și $h_0 \simeq h_2 + h_{15}$.

Se obține relația dintre randament și coeficientul de injecție

$$\eta = \frac{u\left(\frac{k}{\psi_1}\right)^2}{u^2 + 2u + 1 - \left(\frac{k}{\psi_1}\right)^2}, \tag{14}$$

relație care scoate în relief dependența randamentului de diferitele pierderi din compresorul cu jet. Pentru valoarea $\frac{k}{\psi_1} = 1$ curba randamentului este o iperbolă $\eta = \frac{1}{u+2}$ în timp ce pentru alte valori ale termenului $\frac{k}{\psi_1}$ curbele randamentului au un maximum pentru $u = \sqrt{1 - \left(\frac{k}{\psi_1}\right)^2}$ care se situează pe o dreaptă

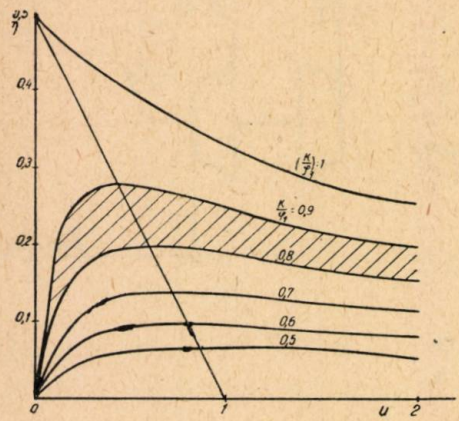


Fig. 7

$$\eta_{max} = \frac{1}{2}(1 - u_{max}). \tag{15}$$

Asupra acestui mod (răspîndit în literatură) de a prezenta randamentul se pot face o serie de observații: se compară două energii ipotetice (corespunzătoare unor procese ideale) și prin aceasta nu se exprimă realitatea energetică a fenomenelor din compresorul cu jet; definiția randamentului poate fi aplicată oricărui tip de mașină care destinde și recomprimă gazele, deoarece nu se ocupă de problema amestecării; prin aceasta definiția nu este specifică compresorului cu jet. Pentru cazurile reale $\left(\frac{k}{\psi_1} \neq 1\right)$ se remarcă o situație optimă, din punct de vedere al randamentului, care este dată de maximul acestuia. Comparîndu-se relația de definiție a randamentului (11) cu relația (3) se constată că randamentul astfel definit se poate scrie

$$\eta = \frac{u}{u_i} = \varepsilon, \tag{16}$$

adică randamentul definit mai sus, este de fapt cifra de calitate a compresorului cu jet, comparînd coeficientul real de injecție cu cel ideal.

3.2. Se definește randamentul compresorului cu jet ca raportul dintre energia minimă necesară comprimării izentropice a gazului de presiune inferioară uh_1 (fig. 8) și energia maximă obținută prin destinderea gazelor de presiune superioară pînă la presiunea medie, $h_0 - h_1$.

Astfel definit, randamentul compresorului cu jet duce la schema echivalentă din figura 9.

L o j k i n [2] definește pentru compresoare cu jet de abur randamentul prin expresia

$$\eta_I = \frac{uh_1}{h_0 - h_1}, \tag{17}$$

care exprimă că gazului de joasă presiune i se transferă energia rămasă disponibilă după destinderea și recomprimarea la p_m a gazului de presiune superioară.

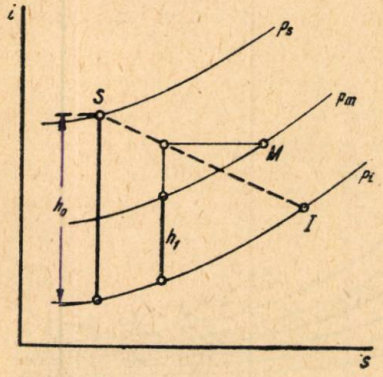


Fig. 8

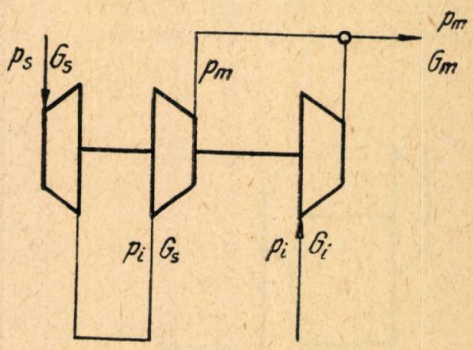


Fig. 9

I. V l ă d e a [5] folosește pentru aprecierea calității unui compresor cu jet de gaze, noțiunea de randament sau grad de eficiență, definit prin ecuația

$$\eta_{ic} = \frac{u P_6 v_6 \left[1 - \left(\frac{P_{0'}}{P_6}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right]}{P_0 v_0 \left[1 - \left(\frac{P_2}{P_0}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right] - P_6 v_6 \left[1 - \left(\frac{P_{0'}}{P_6}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right]}, \tag{18}$$

expresie în care autorul citat a folosit următorii indici :

0 — starea inițială a gazului activ

0′ — starea inițială a gazului antrenat

2 — starea gazelor în secțiunea de ieșire a ajutajului convergent-divergent,

6 — starea frînată a amestecului.

Se observă ușor că relația (18) se reduce la relația (17) cu aproximarea $h_{14} \simeq h_1$ (a se vedea tabloul).

Se constată că randamentul exprimat prin relația (17) este tot ε cifra de calitate a compresorului cu jet (9) și prin urmare concluziile trase la paragraful 3.1 rămîn și în acest caz valabile. Totuși, din modul cum s-au

definit procesele de lucru se remarcă o mai mare apropiere de specificul compresorului cu jet ceea ce rezultă și din schema echivalentă reprezentată în figura 9 (deoarece se ține cont de destinderea gazului activ pînă la presiunea inferioară urmată de recomprimarea sa pînă la presiunea medie).

3.3. Se definește randamentul compresorului cu jet ca raportul dintre energia minimă necesară comprimării amestecului de gaze de la p_i la p_m, $(1+u)\,h_i$ (fig. 8) și energia maximă ce se poate obține prin destinderea gazului activ de la p_s la p_i.

Astfel definit randamentul duce la schema echivalentă din figura 10 : gazul activ dă energie prin destinderea sa de la p_s la p_i pentru

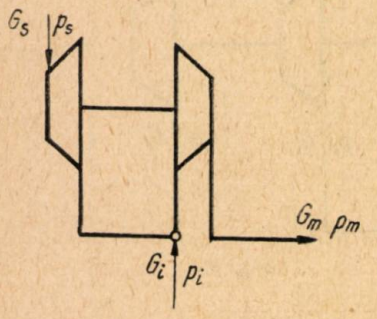


Fig. 10

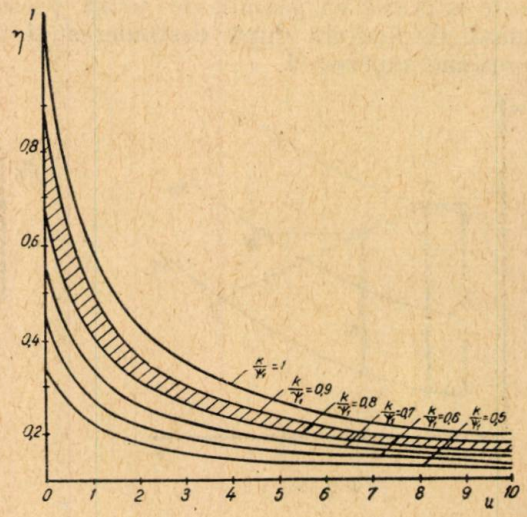


Fig. 11

comprimarea amestecului de gaze de la p_i la p_m.

W e y d a n z (citat după [3]) denumește indice de calitate expresia

$$\eta_{IG} = \frac{a_{th}}{a_{pr}} \cdot 100\%\,, \tag{19}$$

unde $a = \frac{G_s}{G_m} \cdot 100\%$ reprezintă procentajul de abur viu în amestec.

Extinzîndu-se definiția dată de W e y d a n z pentru abur saturat și gaze și făcînd apel la relația (4) se obține

$$a_{th} = \left(\frac{G}{G_{..}}\right)_{.h} = \frac{h_1}{h_0}\,,$$

iar

$$a_{pr} = \frac{G_s}{G_s + G_i} = \frac{1}{1+u}\,,$$

ceea ce dă

$$\eta = (1+u)\frac{h_1}{h_0}\,. \tag{20}$$

Lojkin [2] dă și el o definiție pentru randament avînd aceeași formă

$$\eta_{II} = (1 + u)\frac{h_1}{h_0}. \tag{21}$$

Se indică în figura 11 modul cum variază acest randament cu coeficientul de injecție.

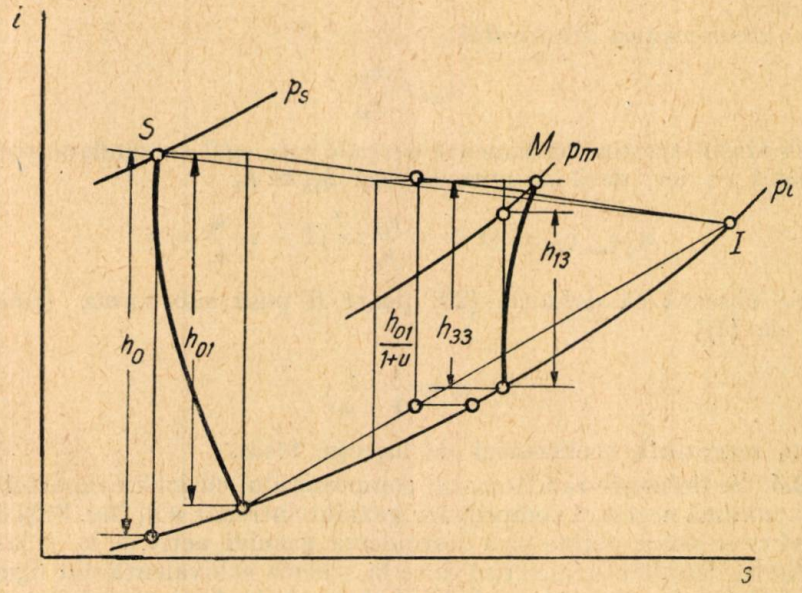


Fig. 12

Cu aproximația $h_{13} \simeq h_1$ se obține

$$\eta = \left(\frac{h}{\psi_1}\right)^2 \frac{1}{1+u}, \tag{22}$$

relație care arată lipsa unui maxim în cadrul valorii randamentului astfel definit.

Se observă că randamentul compresorului cu jet definit conform relației (20) dă valori mai mari decît în cazul celorlalte relații. Valoarea randamentului crește continuu cu scăderea coeficientului de injecție, nu prezintă vreun maximum și în același timp este influențată de termenul $\frac{k}{\psi_1}$. Prin modul cum a fost definit, randamentul este specific compresorului cu jet, deoarece ține cont de amestecarea gazelor înainte de recomprimare.

Formula (21) permite să se deducă o relație simplă între randamentele diferitelor organe ale compresorului cu jet și randamentul aparatului considerat în ansamblu.

Astfel, cu notațiile din figura 12 se poate defini :

— randamentul ajutajului

$$\eta_{aj} = \frac{h_{01}}{h_0},$$

— randamentul camerei de amestec

$$\eta_{am} = \frac{(1 + u)\, h_{33}}{h_{01}},$$

unde $(1 + u)\, h_{33}$ reprezintă energia cinetică a amestecului ;

h_{01} reprezintă energia cinetică a gazului de înaltă presiune la ieșirea din ajutaj ;

— randamentul difuzorului

$$\eta_{dif} = \frac{h_{13}}{h_{33}}.$$

Produsul acestor randamente parțiale este egal cu randamentul compresorului cu jet, dacă se aproximează $h_{13} \simeq h_1$

$$\eta_{aj}\eta_{am}\eta_{dif} = (1 + u)\frac{h_{13}}{h_0} \simeq (1 + u)\frac{h_1}{h_0} = \eta. \tag{23}$$

Se observă că definiția (20) poate fi pusă sub forma [ținîndu-se seama de (4)]

$$\eta = \frac{1 + u}{1 + u_i}, \tag{24}$$

unde u_i reprezintă coeficientul de injecție ideal.

3.4. Se definește randamentul compresorului cu jet ca raportul dintre energia minimă necesară comprimării gazului antrenat $u\, h_1$ (fig. 8) și energia maximă ce se poate obține prin destinderea gazului activ de la p_s la p_i, h_0.

Astfel definit randamentul duce la schema echivalentă din figura 13 : gazul activ se destinde în turbina T de la p_s la p_i și energia servește la comprimarea gazului antrenat de la p_i la p_m, cu ajutorul compresorului K_2. Pentru a se comprima gazul activ înapoi la p_m se necesită încă un compresor K_1 care urmează să primească energie din exterior. Evident că prin compararea proceselor reale cu o asemenea schemă, vor rezulta valori mici pentru randamente.

A. N. Lojkin [2] definește în acest mod, o altă valoare pentru randament

$$\eta_{III} = u\frac{h_1}{h_0}. \tag{25}$$

A. Ferro [6] tratează pe larg despre randamentul compresorului cu jet care funcționează cu fluide compresibile (inclusiv cazul cînd cele două fluide sînt diferite). El definește randamentul compresorului cu jet

$$\eta = \frac{G_2\, \Delta i_{cII}}{G_1\, \Delta i_{cI}} \tag{26}$$

care pentru fluide de aceeași compoziție revine la definiția (25). Relația (26) diferă de relația (25) numai prin $h_{11} \simeq h_1$ și prin urmare concluziile calitative sînt valabile pentru ambele relații.

În figura 14 s-a reprezentat modul cum variază randamentul în funcție de coeficientul de injecție. Se găsește legătura dintre valoarea randamentului și coeficientul de injecție

$$\eta = \left(\frac{k}{\psi_1}\right)^2 \frac{u}{(1+u)^2}. \tag{27}$$

Această expresie permite să se stabilească valoarea maximă a randamentului, care se realizează pentru același coeficient de injecție $u = 1$, $\eta_{max} = 0{,}25\left(\frac{k}{\psi_1}\right)^2$.

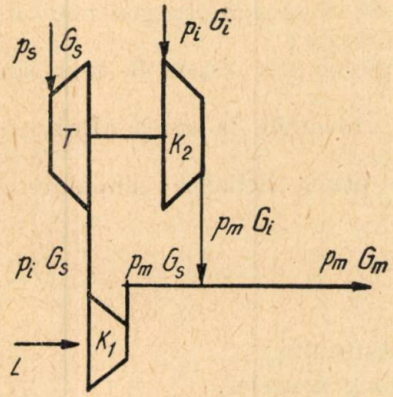


Fig. 13

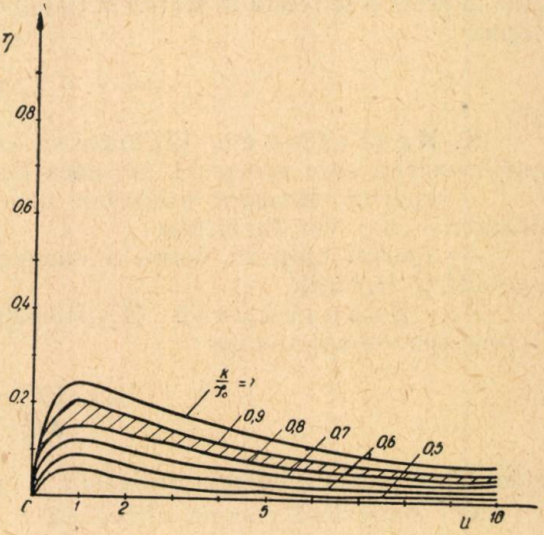


Fig. 14

Ca observații trebuie remarcat că acest mod de a defini randamentul duce la îndepărtarea schemei echivalente de modul de lucru al compresorului cu jet. Ferro constată că randamentul compresorului cu jet se poate descompune într-un produs de factori

$$\eta = \eta_{aj} \cdot \eta_c \cdot \eta_{ad} \tag{28}$$

unde η_{aj} este randamentul ajutajului, η_c este randamentul amestecării și compresiei și η_{ad} este randamentul adiabatic

$$\eta_{ad} = \frac{u}{1+u}.$$

Raportarea energiei utilizate pentru a comprima gazul de joasă presiune, la energia obținută prin destinderea pînă la p_i a gazului de presiune superioară nu reflectă transferul de energie care are loc în realitate și explică necesitatea introducerii randamentului adiabatic. Relația (25) poate fi pusă sub forma

$$\eta = \frac{u}{1+u_i} \tag{29}$$

ținîndu-se cont de relația (4).

4. Noțiunea de energie utilizabilă (exergie) este deosebit de indicată pentru aprecierea calității proceselor termodinamice, inclusiv a celor din compresorul cu jet. Exergia este lucrul mecanic maxim ce poate fi obținut dintr-un fluid în curgere staționară, aducîndu-l pe o cale reversibilă la temperatura și la presiunea mediului.

$$e = i - i_0 - T_0 (s - s_0),$$

unde indicele 0 se referă la starea inițială ; dacă se alege această stare drept origine

$$e = i - T_0 s. \tag{30}$$

K. Nesselmann [7] arată că există două definiții generale ale randamentului care utilizează noțiunea de exergie :

— raportul energiilor utilizabile care pleacă din sistem la energiile utilizabile care vin în sistem ;

— raportul creșterii dorite a energiei utilizabile la suma algebrică a celorlalți termeni.

Fr. Bošnjaković [1] folosește prima definiție ocupîndu-se de procesele de amestecare

$$\eta = \frac{A L_f}{A L_f^*} \tag{31}$$

unde AL_f reprezintă energie utilizabilă a amestecului ;

AL_f^* reprezintă energia utilizabilă a componentelor.

Pentru compresorul cu jet de gaze se poate scrie (fig. 15)

$$\eta = \frac{(1 + u)\, e_M}{e_S + u e_I} = \frac{e_M}{e_{Mrev}}. \tag{32}$$

Această definiție are un domeniu de valabilitate foarte larg, se aplică la orice aparat care realizează amestecarea a două fluide și nu are schimburi de căldură, sau lucru mecanic cu mediul exterior.

Între randamentul compresorului cu jet și randamentele organelor sale, există relația

$$\eta = \frac{e\, \eta_{aj} + u e_I}{e_s + u e_I}\, \eta_{am}\, \eta_{dif}, \tag{33}$$

unde (fig. 16)

— randamentul ajutajului

$$\eta_{aj} = \frac{e_{s_1}}{e_s},$$

e_{s_1} fiind energia utilizabilă „totală" la ieșirea din ajutaj $e_{s_1} = e_D + \frac{A}{2g} w_D^2$;

— randamentul camerei de amestec

$$\eta_{am} = \frac{e_{M''}}{e_{M'}}$$

$e_{M''}$ reprezintă energia utilizabilă totală a amestecului în secțiunea de ieșire din camera de amestec,

$e_{M'} = \frac{e_{s_1} + u e_I}{1 + u}$ reprezintă suma energiilor utilizabile totale, ale componenților, raportați la 1 kg de amestec;

— randamentul difuzorului

$$\eta_{dif} = \frac{e_M}{e_{M''}}.$$

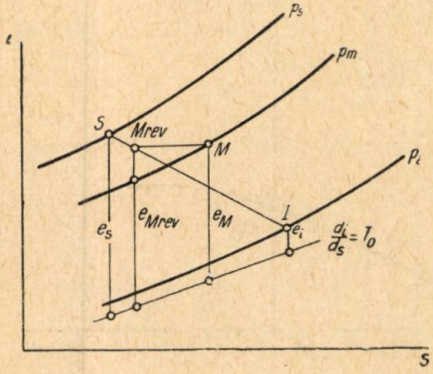


Fig. 15

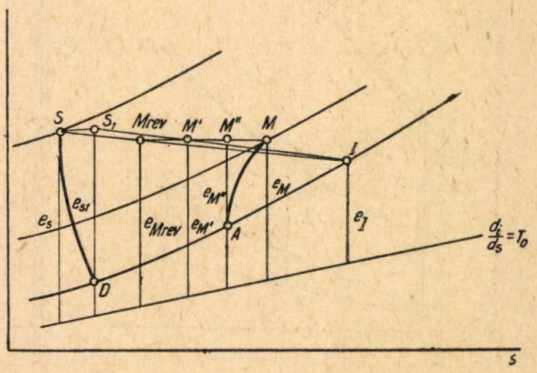


Fig. 16

A doua definiție se pune sub forma

$$\eta = \frac{u\,(e_M - e_I)}{e_s - e_M}, \tag{34}$$

unde $u\,(e_M - e_I)$ reprezintă creșterea energiei utilizabile a gazului antrenat;

$e_s - e_M$ reprezintă scăderea energiei utilizabile a gazului activ.

Se observă că relația (34) poate fi exprimată în funcție de coeficientul de injecție ideal. Din figura 17 rezultă

$$u_i = \frac{S\,M_i}{M_i\,J} = \frac{e_S - e_M}{e_M - e_I} \tag{35}$$

și prin urmare randamentul definit prin exergii (34) se reduce la

$$\eta = \frac{u}{u_i} = \varepsilon$$

și în consecință concluziile calitative obținute la paragraful 3.1 rămîn și în acest caz valabile.

În figura 18 se prezintă curbele de randamente obținute prin calculul cu exergii (valori măsurate pentru u). Se observă că relația (32) dă valori mari pentru randamente, în timp ce relația (34) dă valori comparabile cu relația (11).

5. Din prezentarea făcută rezultă că există multiple posibilități de a defini noțiunea de randament. În tabloul alăturat sînt concentrate aceste

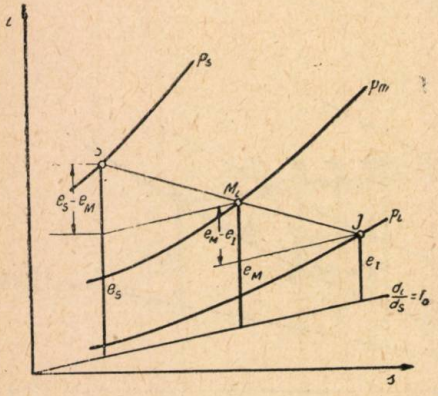


Fig. 17

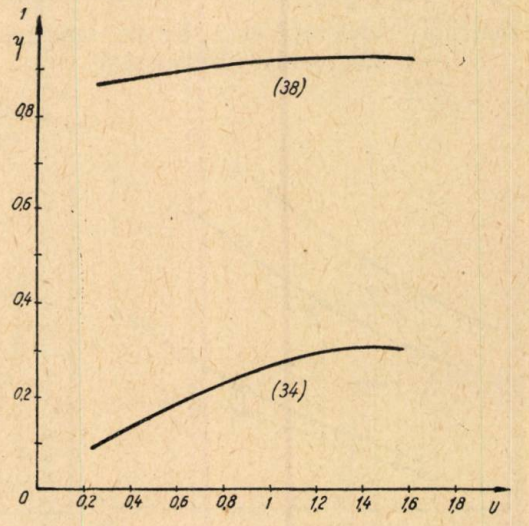
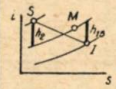
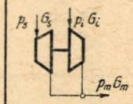
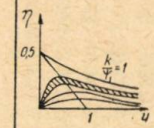
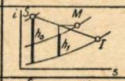
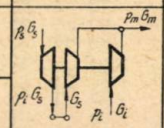
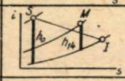
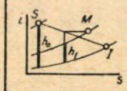
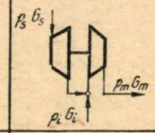
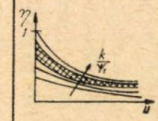
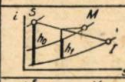
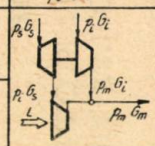
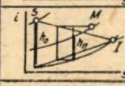
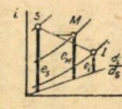
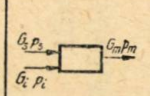


Fig. 18

expresii ale randamentelor. Majoritatea definițiilor fac apel la procese ideale, dar sînt susceptibile de interpretări cu importanță practică.

S-a arătat că randamentele prezentate la punctul 3 se pot reduce la coeficienți de injecție și rapoartele lor. În consecință socotim că termenul de randament nu este corect pentru aceste mărimi care au natura unor cifre de calitate. O analiză arată că aceste valori pot deveni în anumite cazuri supraunitare și prin urmare nu au calitatea caracteristică randamentului. Dintre aceste cifre de calitate există două care par a fi mai interesante de folosit. Cifra de calitate (10) care dă cel mai simplu și mai comod criteriu de apreciere a calității unui compresor cu jet (compararea acestuia cu un compresor cu jet ideal) și expresia (20) care permite să se urmărească îmbunătățirea organelor componente ale compresorului cu jet și care din această cauză propunem să fie numită grad de eficiență. Pentru un compresor cu jet lucrînd între aceleași intervale de presiuni, coeficientul de injecție ideal este constant. Rezultă deci că pentru cazurile practice (presiunile fixate de condițiile de exploatare și temperatura relativ constantă) cifra de calitate (10) sau chiar coeficientul de injecție sînt suficiente pentru a caracteriza procesele de lucru ale compresoarelor cu jet. Expresia (25) este mai străină de procesele din compresorul cu jet și de aceea face apel la o noțiune suplimentară *randamentul adiabatic*.

Nr.	Autorul	Definiția dată de autor	Definiția pentru compresorul cu jet de gaze	Notațiile (în diagrame $i-s$)	Schema echivalentă	Domeniul de valabilitate al definiției	Relații cu alte mărimi	$\eta = f(u)$
1	Wiegand	$\eta = \frac{b_{th}}{b_{pr}} 100\%$	$\eta = u \frac{h_{15}}{h_2}$			pentru orice aparat care realizează amestecul a două gaze	$\eta = \frac{u}{u_i} = \varepsilon$	
2	Flügel	$\eta_s = \frac{H_k}{\mu H_a}$						
3	Lojkin IV	$\eta_{IV} = \frac{h_m u}{h_T}$						
4	Lojkin I	$\eta_I = \frac{u h_1}{h_0 - h_1}$	$\eta = u \frac{h_1}{h_0 - h_1}$			specifică compresorului cu jet		
5	Vlădea	$\eta_o = \frac{u P_s v_s \left[1-\left(\frac{P_s}{P_o}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right]}{P_o v_o \left[1-\left(\frac{P_s}{P_o}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right] - P_s v_s \left[1-\left(\frac{P_s}{P_o}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right]}$	$\eta = u \frac{h_{14}}{h_0 - h_{14}}$					
6	Weydanz	$\eta_G = \frac{a_{th}}{a_{pr}} \cdot 100\%$	$\eta = (1+u) \frac{h_1}{h_0}$			specifică compresorului cu jet	$\eta = \frac{1+u}{1+u_i}$	
7	Lojkin II	$\eta_{II} = \frac{(1+u) h_1}{-h_0}$					$\eta \simeq \eta_{aj} \eta_{am} \eta_{dif}$	
8	Lojkin III	$\eta_{III} = u \frac{h_1}{h_0}$	$\eta = u \frac{h_1}{h_0}$			cu rezerve pentru compresorul cu jet	$\eta = \frac{u}{u_i + 1}$	
9	Ferro	$\eta = \frac{G_e i_{cII}}{G_1 \Delta i_{eI}}$	$\eta = u \frac{h_{11}}{h_0}$				$\eta \simeq \eta_{ad} \eta_{aj} \eta_c$	
10	Bošnjaković	$\eta = \frac{A i_f}{A i_f^*}$	$\eta = \frac{(1+u) e_m}{e_s + u e_i}$			pentru orice tip de aparat care realizează un amestec de două gaze care pot fi și de natură diferită	$\eta = \frac{e_s \eta_{aj} + u e_i}{e_s + u e_i} \eta_{am} \eta_{dif}$	$\eta = \eta(T_0, P_0, S, I, M)$
11	Nesselmann		$\eta = \frac{u(e_m - e_i)}{e_s - e_m}$				$\eta = \frac{u}{u_i}$	

Un adevărat randament ar putea fi considerat cel definit de expresia (32). Acesta dă valori prea mari pentru randament şi în acelaşi timp nu permite o comportare practică a diferitelor tipuri de compresoare cu jet, din cauza variaţiei mici a valorii randamentului, aceeaşi relaţie fiind valabilă pentru orice tip de maşină care realizează destinderea gazului de presiune ridicată, amestecarea acestuia şi comprimarea amestecului de gaze într-un difuzor.

Ca urmare propunem să se păstreze trei noţiuni : ε, *cifra de calitate* a compresorului cu jet (10) η, *gradul de eficienţă* al compresorului cu jet (20) iar pentru randamente să se facă apel la expresiile calculate cu exergii fiind de preferat formula (34) care pentru ipoteza gazelor ideale şi $T_s = T_i = T_m = T_0$ se reduce la formula simplă

$$\eta = u \frac{\ln \frac{p_m}{p_i}}{\ln \frac{p_s}{p_m}} . \tag{36}$$

ВЕЛИЧИНЫ, КАЧЕСТВЕННО ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ РАБОЧИЕ ПРОЦЕССЫ ГАЗОСТРУЙНЫХ КОМПРЕССОРОВ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе исследуется коэффициент впрыска u и коэффициент полезного действия струйного компрессора η. Вводится ε — коэффициент качества струйного компрессора, определенный соотношениями (7, 8 и 9), связывающими реальный коэффициент впрыска с теоретическим и идеальным. Анализируются известные из технической литературы выражения для расчета коэффициента полезного действия. Для рассматриваемого случая струйного компрессора со смесительной камерой постоянного давления предлагается использовать 3 величины : коэффициент качества струйного компрессора ε (10), как отношение между реальным и идеальным коэффициентами впрыска, степень эффективности струйного компрессора η (20), названную так, поскольку она может быть представлена как произведение частичных коэффициентов полезного действия составляющих элементов струйного компрессора и коэффициент полезного действия струйного компрессора η в целом (34).

GRANDEURS CARACTÉRISANT QUALITATIVEMENT LES CONDITIONS DE FONCTIONNEMENT DES COMPRESSEURS À JET DE GAZ

(RÉSUMÉ)

Les auteurs procèdent à l'analyse du coefficient d'injection u et du rendement du compresseur à jet η . A cette fin, ils introduisent l'indice de qualité ε du compresseur à jet, tel qu'il est défini dans les relations (7, 8 et 9), qui

relient le coefficient d'injection réel au coefficient théorique et idéal. Ils continuent par faire l'analyse des expressions qu'on trouve dans la littérature pour le calcul du rendement. Dans le cas étudié du compresseur à jet, dont la chambre de mélange fonctionne à une pression constante, les auteurs proposent l'emploi de trois valeurs : l'indice de qualité ε du compresseur à jet (10), qui représente le rapport entre les coefficients d'injection réel et idéal, l'efficacité η du compresseur à jet (20) ainsi nommée parce qu'elle peut être considérée comme le produit des rendements partiels des divers éléments constituant le compresseur à jet et, enfin, le rendement du compresseur à jet η (34).

BIBLIOGRAFIE

1. Fr. Bošnjaković, *Technische Thermodynamik.* Th. Steinkopf, Dresden, 1954.
2. A. N. Lojkin, *Transformatori de căldură.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1952.
3. I. Wiegand, *Bemessung von Dampfstrahl-Verdichtern und ihr Verhalten bei wechselnden Betriebsbedingungen.* VDI — Forschungsheft 1939, t. 401.
4. G. Flügel, *Berechnung von Strahlapparaten.* VDI Forschungsheft, 1939, vol. 395.
5. I. Vladea, *Consideraţii teoretice şi metode de calcul pentru ejectoare.* Energetica, 1956, nr. 1, p. 13, nr. 2, p. 70.
6. A. Ferro, *Analisi teoretica e sperimentale sul comportamento degli eiettori a fluidi compressibili.* Il Calore, 1954, nr. 3, p. 119 ; nr. 4, p. 165.
7. K. Nesselmann, *Der Wirkungsgrad thermodynamischer Prozesse.* Allgemeine Wärmetechnik, 1953, t. 4, nr. 7, p. 141.

COMPRESORUL CU JET DE SECŢIUNE CONSTANTĂ PENTRU COMPRIMAREA GAZULUI METAN *)

DE

PAUL IOANID

În ultima vreme, în ţara noastră a luat extindere metoda de comprimare a gazului metan cu ajutorul compresorului cu jet, prin folosirea energiei potenţiale excedentare a gazului metan. Prin această folosire a presiunii excedentare devine posibilă realizarea transportului prin conducte a gazului metan de presiune mai mică decît cea necesară transportului fără a se consuma energie mecanică sau electrică din exterior.

În acest scop pînă în prezent s-au încercat şi s-au realizat compresoare de tipul II adică de presiune aproximativ constantă în camera de amestec.

Avîndu-se în vedere faptul că s-a ivit necesitatea realizării unui raport mare de comprimare apropiat de valoarea $\frac{P_{03}}{P_{02}} \cong 2$,

unde

P_{03} este presiunea finală a gazelor amestecate,

P_{02} — presiunea gazului de joasă presiune şi ţinînd seama de recomandările din literatură [1] s-a trecut la executarea şi încercarea unui compresor cu jet experimental de secţiune constantă a camerei de amestec.

Scopul prezentei lucrări este, pe de o parte, verificarea unei metode de calcul a compresorului cu jet de gaz metan, elaborată în ipoteza maximului coeficientului de injecţie pentru parametri daţi, iar, pe de altă parte, studiul experimental al compresorului cu jet executat prin variaţia unor parametri geometrici şi prin măsurători de presiune în interiorul camerei de amestec.

Pentru calculul compresorului cu jet, în ipoteza coeficientului de injecţie maxim, se ia ca bază ecuaţiile de funcţionare ale compresorului cu jet scrise sub forma funcţiilor gazodinamice [2]. Aceste ecuaţii sînt deduse pe baza

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 26—27 septembrie 1957.

transformării ecuațiilor : continuității, conservării energiei, impulsului și conservării secțiunii în camera de amestec.

$$G_3 = G_1 + G_2, \tag{1}$$

$$T_{01} + n\,T_{02} = (n + 1)\,T_{03}, \tag{2}$$

$$\frac{G_1 w_1}{g} + \frac{G_2 w_2}{g} - \frac{G_3 w_3}{g} = P_3 F_3 - P_1 F_1 - P_2 F_2. \tag{3}$$

$$\frac{F_3}{F_1} = 1 + \frac{1}{\alpha}. \tag{4}$$

Prin transformarea convenabilă a acestor ecuații [2] se ajunge la următoarele ecuații scrise în funcții termodinamice

$$Z(\lambda_1) + n\sqrt{\theta}\,Z(\lambda_2) = \sqrt{(n + 1)(n\theta + 1)}\left(Z(\lambda_3) + \frac{2k}{k+1}\,\frac{\xi}{2}\,\frac{l}{D}\right), \tag{5}$$

$$\frac{P_{03}}{P_{01}} = \frac{\sqrt{(n + 1)(n\theta + 1)}}{1 + \dfrac{1}{\alpha}}\,\frac{q(\lambda_1)}{q(\lambda_3)}, \tag{6}$$

$$n = \frac{P_{02}}{P_{01}}\,\frac{q(\lambda_2)}{q(\lambda_1)}\,\frac{1}{\alpha\sqrt{\theta}}. \tag{7}$$

În aceste ecuații s-au notat :

P_{01} — presiunea totală la intrarea ajutajului de înaltă presiune,

P_{02} — presiunea totală la intrarea în camera de amestec a gazului de joasă presiune,

P_{03} — presiunea totală a amestecului în secțiunea de ieșire a camerei de amestec,

$\theta = \dfrac{T_{02}}{T_{01}}$ — raportul temperaturilor totale,

$\lambda_1 = \dfrac{w_1}{a_{cr1}}$ — coeficientul de viteză pentru gazul de înaltă presiune,

$\lambda_2 = \dfrac{w_2}{a_{cr2}}$ — coeficientul de viteză pentru gazul de joasă presiune,

$\lambda_3 = \dfrac{w_3}{a_{cr3}}$ — coeficientul de viteză pentru secțiunea de ieșire din camera de amestec,

$\alpha = \dfrac{F_1}{F_2}$ — raportul dintre secțiunile de trecere a gazului de înaltă și joasă presiune la intrarea în camera de amestec,

$n = \dfrac{G_2}{G_1}$ — coeficientul de injecție,

$q(\lambda_1)$ — funcția gazodinamică de debit

$$q(\lambda) = \left(\frac{k+1}{2}\right)^{\frac{1}{k-1}} \lambda \left(1 - \frac{k-1}{k+1}\lambda^2\right)^{\frac{1}{k-1}},$$

$$Z(\lambda) = \lambda + \frac{1}{\lambda},$$

ξ = coeficientul pierderilor de frecare,
l = lungimea camerei de amestec,
D = diametrul camerei de amestec.
În aceste ecuații intră următoarele variabile

$$P_{01}, P_{02}, P_{03}, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3, \theta, n, l/D, \xi.$$

În calculul unui compresor cu jet se dau ca date inițial cunoscute următoarele :

$$P_{01}, P_{02}, P_{04}, G_1, \theta.$$

În unele cazuri în loc de presiunea finală P_{04} se dă coeficientul de injecție n urmînd ca presiunea P_{04} să fie definită ulterior cu condiția să fie mai mare decît o anumită presiune (în general presiunea atmosferică). Este cazul folosirii compresorului cu jet pentru răcire cu evacuare în atmosferă.

În cazul utilizării compresorului cu jet în transportul gazului metan sînt impuse obligatoriu cele trei presiuni, din care primele două P_{01}, P_{02} caracterizează particularitățile sondelor ce se exploatează și care sînt legate împreună cu compresorul cu jet, iar a treia presiune P_{03} caracterizează conducta de transport.

Se observă că numărul ecuațiilor este insuficient pentru a se determina necunoscutele atît gazodinamice cît și geometrice ce intră în ecuațiile (5), (6), (7), dacă nu se utilizează anumite ipoteze simplificatorii precum și alte condiții suplimentare.

Trecerea de la P_{03} la P_{04} se face prin ecuația

$$P_{04} = \sigma P_{03}, \tag{8}$$

unde σ este un coeficient de pierdere.

Pentru a putea rezolva problema trebuie făcută ipoteza că σ nu depinde de configurația compresorului cu jet ci numai de configurația difuzorului (în realitate configurația și parametrii funcționali ai compresorului cu jet condiționează neuniformitatea cîmpului de viteze în fața difuzorului, neuniformitate ce influențează coeficientul σ).

Între λ_1 și λ_2 se poate stabili o legătură funcțională în funcție de tipul compresorului.

Pentru cazul cînd raportul de presiuni în ajutajul de înaltă presiune este sub critic din condițiile egalității presiunii în secțiunea de intrare în camera de amestec se obține

$$P_{01}\,\pi(\lambda_1) = P_{02}\,\pi(\lambda_2), \tag{9}$$

unde

$$\pi(\lambda) = \left(1 - \frac{k-1}{k+1}\lambda^2\right)^{\frac{k}{k-1}}.$$

Pentru destinderi supercritice aceeași egalitate poate fi scrisă pentru secțiunea în care presiunile se egalizează

$$P_{01}\,\pi(\lambda_1') = P_{02}\,\pi(\lambda_2'), \tag{10}$$

parametri λ_1', λ_2' fiind apoi stabiliți ulterior din ecuația de continuitate. În acest caz trebuie făcute însă ipoteze asupra valorii mărimii geometrice α sau a coeficientului de injecție.

Pentru determinarea coeficientului ξ se admit inițial anumite numere Reynolds în camera de amestec și se admite un anumit raport l/D, de pildă cel rezultat din condițiile aplicării teoriei jetului liber [2].

Cu aceste precizări, în concluzie, se admite arbitrar λ_1, se determină pe baza ecuațiilor (8) sau (9) parametrul λ_2, se determină pe baza ipotezelor simplificatorii

$$P_{03}, l/D, \xi.$$

În felul acesta mai rămîne de determinat parametrii funcționali λ_3 și parametrul geometric α ce constituie obiectul important al proiectării compresorului cu jet de secțiune constantă. Ceilalți parametri geometrici ai compresorului cu jet pot fi ulterior determinați prin mijloace simple.

Acești trei parametri pot fi principial determinați prin aplicarea ecuațiilor (5), (6) și (7). Trebuie avut însă în vedere că aceste ecuații sînt scrise în funcții gazodinamice de formă exponențială, deci, rezolvarea directă este foarte dificilă. De aceea metoda de calcul și proiectare trebuie să facă apel la valorile tabulate ale acestor funcții. În acest scop calculul se conduce grafic în felul următor :

se descrie funcția (7) grafic obținîndu-se

$$n = f_1(\alpha), \tag{11}$$

se dau diferite valori lui n, se descriu funcțiile (5) și (6) prin introducerea funcției (11) și se obțin două funcții :

$$\lambda_3 = f_2(n),$$
$$\lambda_3 = f_3(n).$$

La intersecția acestor curbe se găsește valoarea coeficientului de injecție n și a coeficientului de viteză λ_3 care rezolvă ecuațiile, (5), (6) și (7).

În general există mai multe puncte de intersecție se alege însă acel punct pentru care coeficientul de injecție este cel mai mare.

În calcul s-a pornit cu o valoare arbitrară a coeficientului λ (și deci și λ_2). Pentru a determina această valoare se admite condiția ca compresorul cu jet proiectat să realizeze maximul de coeficient de injecție (ceea ce înseamnă maximul de randament, ceilalți parametri fiind dați). În acest scop se reia calculul pentru alte valori ale coeficientului λ în același mod și se obține ca rezultat final o funcție grafică de forma

$$n = f(\lambda_1). \tag{12}$$

Din această funcție se consideră ca parametru de proiectare $n = n_{max}$ dat de funcția (12), ceilalți parametri geometrici determinîndu-se ușor.

Pentru exemplificare se dau rezultatele calculului pentru compresorul cu jet experimental ce a fost construit pentru următorii parametrii :

$$P_{01} = 28{,}5 \text{ kg/cm}^2,$$
$$P_{02} = 2{,}5 \text{ kg/cm}^2,$$
$$P_{04} = 4 \text{ kg/cm}^2,$$
$$G_1 = 50\,000 \text{ Nm}^3/\text{zi}.$$

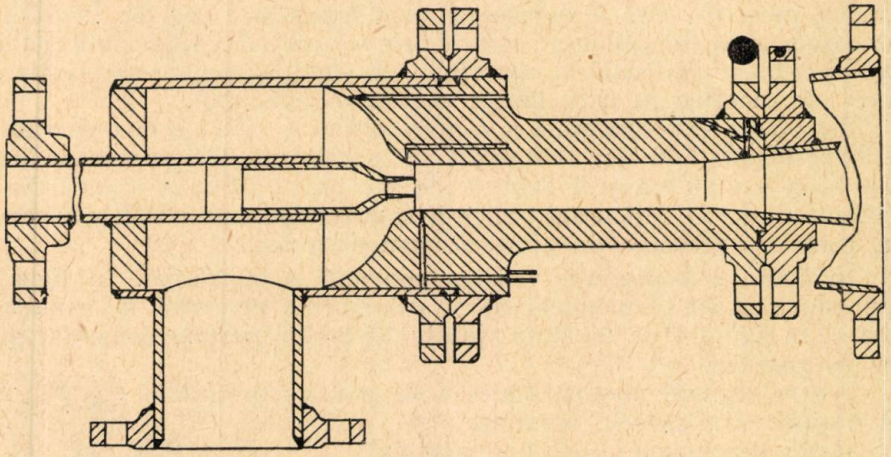


Fig. 1

Se aleg inițial pentru λ_1 și rezultă pentru λ_2 următoarele perechi de valori :

1	$\lambda_2 = 0{,}3$	$\lambda_1 = 1{,}79$	$\lambda_2' = 0{,}305$	$\lambda_1' = 1{,}80$
2	$\lambda_2 = 0{,}5$	$\lambda_1 = 1{,}79$	$\lambda_2' = 0{,}515$	$\lambda_1' = 1{,}83$
3	$\lambda_2 = 0{,}63$	$\lambda_1 = 1$	$\lambda_2' = 1$	$\lambda_1' = 1{,}935$
4	$\lambda_2 = 0{,}79$	$\lambda_1 = 1{,}79$	$\lambda_2' = 1$	$\lambda_1' = 1{,}935$

Cazul 3 reprezintă un compresor cu jet cu ajutaj simplu convergent, ce a fost experimentat.

Rezultatele calculului :

nr	*n*
1	0,55
2	0,7
3	0,73
4	0,9

În conformitate cu rezulatele calculului s-a proiectat un compresor cu jet pentru cazurile 3 și 4 ce realizează coeficienți mari de injecție.

Desenul de execuție al compresorului este arătat în figura 1.

Pentru a putea analiza comportarea compresorului cu jet în condiții diferite de cele optime în ceea ce privește coeficientul de injecție, s-a variat principalul parametru geometric și anume raportul dintre diametrul camerei de amestec și diametrul maxim al ajutajului. Deoarece variația diametrului camerei de amestec a fost greu de realizat, raportul diametrelor s-a variat prin modificarea diametrului ajutajului de înaltă presiune, utilizîndu-se un ajutaj de secțiune cu 10% mai mare decît cea optimă (s-a modificat cu 10% atît secțiunea critică cît și cea finală).

În experimentare s-a modificat și poziția longitudinală a ajutajului de înaltă presiune, care se deplasează prin înșurubare (fig. 1). În graficele ulterioare poziția ajutajului este notată prin mărimea h ce reprezintă distanța dintre secțiunea terminală a ajutajului de înaltă presiune și poziția din camera de amestec în care începe secțiunea constantă.

Cercetarea experimentală a compresorului cu jet s-a dus pe o instalație experimentală în care s-au putut varia toate cele trei presiuni în limite foarte largi și s-au măsurat debitele de gaz prin diafragme standardizate. Presiunile statice ce acționează pe pereții camerei de amestec au fost măsurate prin prize de presiune cu ajutorul manometrelor.

În figura 2 se prezintă vederea generală a instalației. În figura 3 compresorul cu jet și manometrele de măsurare a presiunii în camera de amestec. În figura 4 se prezintă ajutajul de înaltă presiune demontat și camera de amestec.

Pentru regimul nominal (în ceea ce privește presiunile P_{01}, P_{02}, P_{03}) s-au obținut următoarele rezultate :

ajutaj supersonic — secțiune nominală $F_{cr} = 0{,}96$ cm²

$h = -4$ mm ; $n = 0{,}47$
$h = 18$ mm ; $n = 0{,}6$
$h = 29$ mm ; $n = 0{,}73$

ajutaj supersonic — secțiune mărită $F_{cr} = 1{,}05$ cm²

$h = 0$; $n = 0{,}37$
$h = 17$; $n = 0{,}51$

ajutaj sonic — secțiune nominală $F_{cr} = 0{,}96$ cm²

$h = 4$ mm ; $n = 0{,}6$

În figura 5 s-au redat caracteristicile compresorului cu jet pentru diferite variante constructive. În aceste caracteristici s-a menținut constant raportul $\frac{P_{01}}{P_{02}}$ și s-a variat raportul $\frac{P_{04}}{P_{02}}$ prin variația contrapresiunii la ieșirea din compresor.

În figura 6 s-a trasat variația presiunilor statice în camera de amestec pentru condițiile nominale ale ajutajului supersonic și pentru parametrul $h = 4$ mm și $h = 29$ mm cît și variația presiunii în condițiile de blocaj (condițiile în care prin micșorarea contrapresiunii la ieșire debitul nu mai crește) pentru ajutajul supersonic nominal.

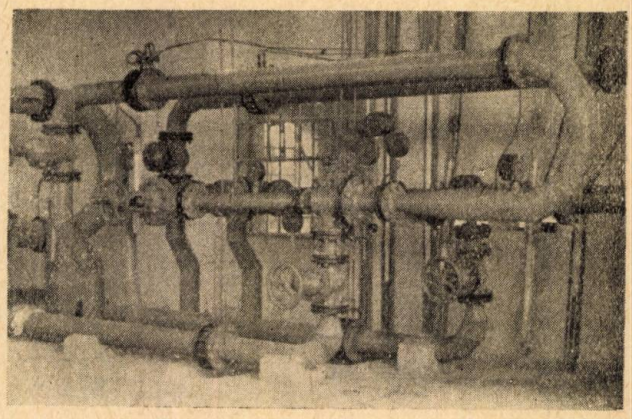


Fig. 2

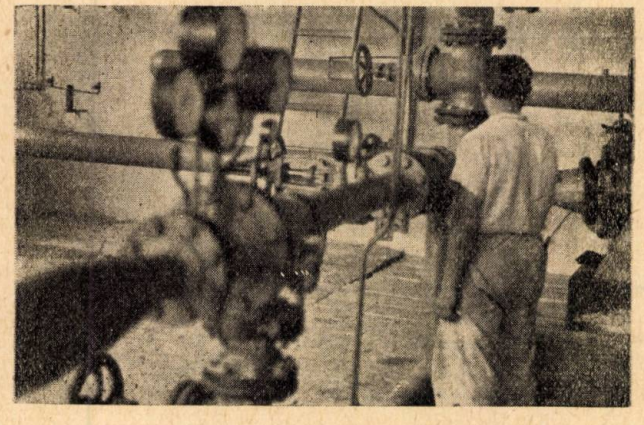


Fig. 3

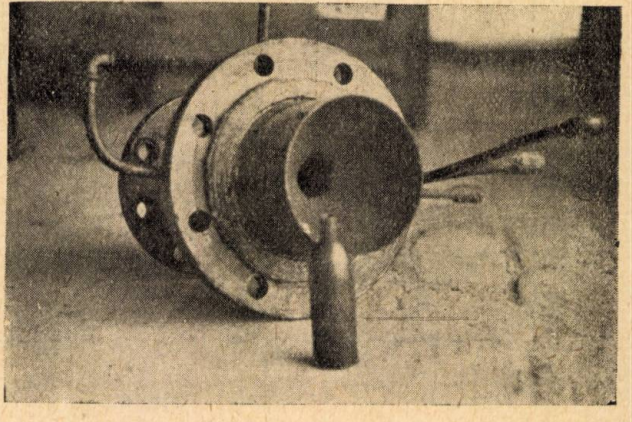


Fig. 4

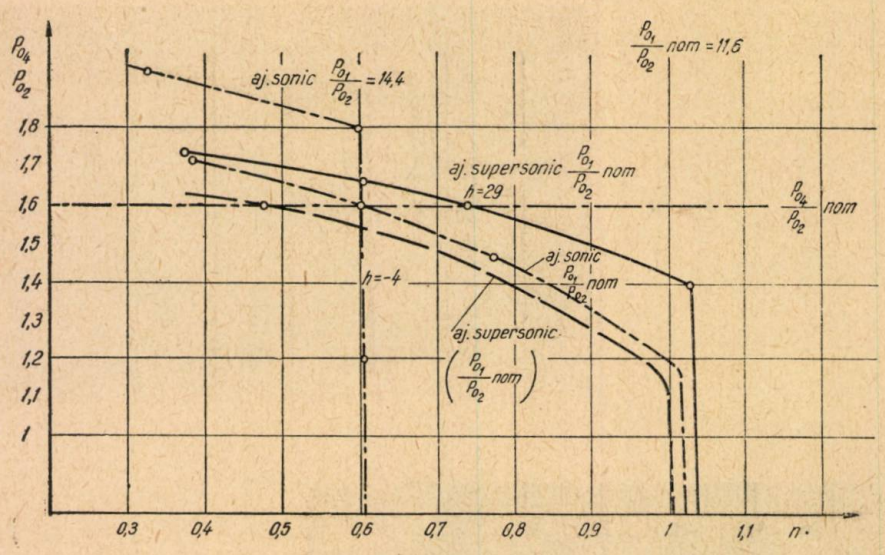

$\frac{p_{0_4}}{p_{0_2}}$
$\frac{p_{0_1}}{p_{0_2}}$ nom = 11,6
aj. sonic $\frac{p_{0_1}}{p_{0_2}}$ = 14,4
aj. supersonic $\frac{p_{0_1}}{p_{0_2}}$ nom
h=29
$\frac{p_{0_4}}{p_{0_2}}$ nom
aj. sonic $\frac{p_{0_1}}{p_{0_2}}$ nom
h=-4
aj. supersonic $\left(\frac{p_{0_1}}{p_{0_2}} nom\right)$
1,8
1,7
1,6
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
1
0,3
0,4
0,5
0,6
0,7
0,8
0,9
1
1,1
n·

Fig. 5

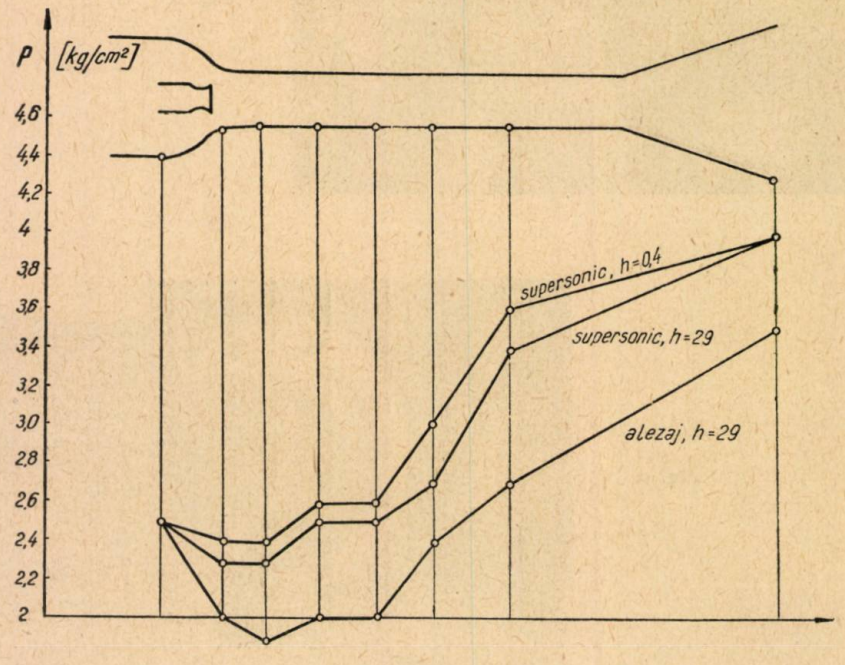

p [kg/cm²]
4,6
4,4
4,2
4
3,8
3,6
3,4
3,2
3,0
2,8
2,6
2,4
2,2
2
supersonic, h=0,4
supersonic, h=29
alezaj, h=29

Fig. 6

În figura 7 s-a trasat variația presiunilor în camera de amestec pentru blocaj și presiuni și debite diferite de cele nominale.

Analizînd rezultatele experiențelor se pot trage următoarele concluzii :

1) Pentru compresorul cu jet avînd dimensiunile nominale de calcul se obține coeficientul maxim de injecție cu circa 20% mai mic de cît cel calculat. Această diferență poate fi explicată prin faptul că, pe de o parte,

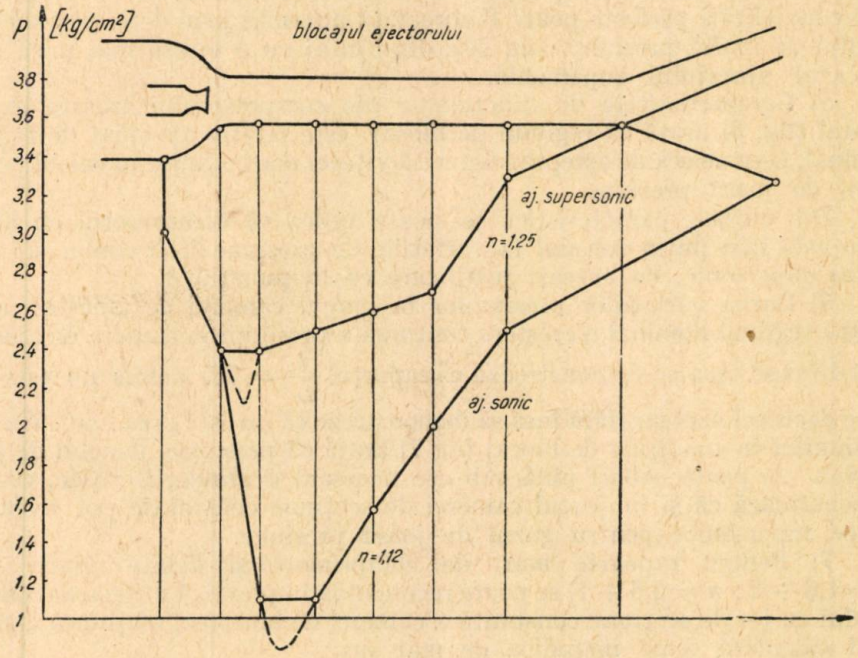


Fig. 7

pierderile admise inițial atît în camera de amestec cît și în difuzor sînt mai mici decît cele reale, iar pe de altă parte, că nu s-a putut păstra o coaxialitate perfectă între ajutajul de înaltă presiune și camera de amestec.

2) Cu toată diferența de 20% se poate considera că experiențele nu infirmă valabilitatea metodei de calcul prezentată, deoarece o variație a raportului diametrelor față de raportul calculat înrăutățește simțitor funcționarea compresorului.

3) Experiențele arată puternica influență a poziției longitudinale a ajutajului de joasă presiune. Rezultatele optime se obțin dacă ajutajul de înaltă presiune se așază la o distanță de două calibre (în raport cu diametrul final al ajutajului de înaltă presiune) față de camera de amestec de secțiune constantă. Acest rezultat poate fi justificat prin aceea că la o intrare mai adîncă a ajutajului de înaltă presiune în camera de amestec, avînd în vedere grosimea corpului ajutajului, se micșorează secțiunea de trecere a gazului de joasă presiune și se perturbă condițiile aerodinamice de scurgere a acestuia.

4) Funcționarea compresorului cu jet cu ajutajul sonic, în aceleași condiții de presiuni este satisfăcătoare, întrecînd în unele cazuri compresorul cu ajutaj supersonic. Diferența dintre coeficientul de injecție calculat și realizat este mai mică ($n = 0{,}6$ față de $n_{calc} = 0{,}7$) decît în cazul ajutajului supersonic. Acest rezultat poate fi explicat prin aceea că ajutajul supersonic este mai puțin sensibil la variațiile de presiune cît și la lipsa unei coaxialități perfecte între ajutaj și camera de amestec. Lipsa unei coaxialități perfecte poate fi corectată automat prin deformația jetului gazului de înaltă presiune care iese din ajutaj cu o viteză mai mică decît în cazul ajutajului supersonic.

5) Caracteristicele de funcționare ale compresorului trasate experimental (fig. 5) arată că regimul de blocaj este relativ apropiat de regimul nominal, ceea ce era de așteptat datorită vitezei mari admise în calcul pentru gazul de joasă presiune.

Din curbele caracteristice se poate vedea că compresorul cu ajutaj sonic este mai puțin sensibil la variațiile de presiune decît compresorul cu ajutaj supersonic, cu aceeași justificare ca la punctul 4.

6) Curba variațiilor presiunilor în lungul camerei de amestec, arată pentru regimul nominal o creștere continuă a presiunii în camera de amestec și în difuzor, ceea ce demonstrează că raportul $\frac{l}{D} = 7{,}5$ admis nu este mai mare decît cel necesar (fără însă să demonstreze că nu este prea mic). Variația presiunilor în condițiile de blocaj (fig 7) arată că presiunea gazului de joasă presiune se poate coborî pînă sub cea necesară destinderii critice, ceea ce demonstrează că și în cazul camerei de secțiune constantă pot avea loc viteze supersonice pentru gazul de joasă presiune.

7) Pentru rapoarte mari de comprimare și debite relativ mari ($\pi = 1{,}6 \div 2$; $n = 0{,}5 \div 1$) se poate recomanda în practică utilizarea compresorului cu jet de secțiune constantă a camerei de amestec, secțiunea camerei fiind calculată după metodica de mai sus.

În cazul că compresorul va funcționa la variații importante de regim ($20 \div 30\%$) în ceea ce privește presiunile sau debitele, se recomandă utilizarea compresorului de secțiune constantă cu ajutaj simplu convergent chiar dacă destinderea este supercritică. Această recomandare însă este limitativă pînă la noi experiențe, la rapoarte $\frac{P_{01}}{P_{02}} < 15$ condiții în care s-a făcut experimentarea compresorului prezentat în această lucrare.

СТРУЙНЫЙ КОМПРЕССОР ПОСТОЯННОГО СЕЧЕНИЯ ДЛЯ СЖАТИЯ ПРИРОДНОГО ГАЗА

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Описывается метод расчета струйного компрессора с постоянным сечением смесительной камеры. Исследуется опытным путем струйный компрессор природного газа, спроектированный по вышеуказанному ме-

тоду, и анализируется влияние изменения некоторых геометрических параметров на коэффициент впрыска. Устанавливается, что разница между теорией и экспериментальными результатами не превышает 20%, и определяются условия, при которых работа компрессора является оптимальной.

COMPRESSEUR À JET, DE SECTION CONSTANTE, POUR LA COMPRESSION DES GAZ NATURELS

(RÉSUMÉ)

L'auteur expose une méthode de calcul d'un compresseur à jet, dont la chambre de mélange a une section constante. On procède à l'étude expérimentale d'un compresseur à jet de gaz naturels, dont le projet a été établi suivant la méthode exposée, et on traite également de l'influence que les variations de certains paramètres géometriques exercent sur le coefficient d'injection. L'écart entre les résultats théoriques et expérimentaux ne dépasse pas 20%. Pour conclure, l'auteur établit également les meilleures conditions de fonctionnement du compresseur.

BIBLIOGRAFIE

1. M. E. Deici, *Tehniceskaia Gazodinamika.* Gosudarstvennoe energheticeskoe izdatelstvo, Leningrad, 1953.
2. P. N. Abramovici, *Prikladnaia gazovaia dinamika.* Oboronghiz, Moscova, 1953.

CERCETĂRI ASUPRA ÎMBUNĂTĂȚIRII PORNIRII MOTORULUI KD-35 LA TEMPERATURI SCĂZUTE*)

DE

MIRCEA NĂSTASE

Industria extractivă de cărbune a pus problema utilizării motoarelor KD-35 pe locomotivele miniere, care să fie folosite în minele de cărbuni, atît la suprafață cît și în galerii.

Funcționarea unui motor în minele de cărbuni atrage o serie de dificultăți legate de prezența în aceste mine a grizuului, care în anumite proporții cu aerul dă un amestec exploziv. Din acest motiv este necesar ca toate motoarele ce lucrează în subteran, să fie prevăzute cu dispozitive care să împiedice orice posibilitate de aprindere a grizuului (scîntei electrice, particule de gaze incandescente etc.).

Analizîndu-se particularitățile și capacitatea motoarelor cu ardere internă de a satisface condiția de mai sus, se observă că motoarele cu aprindere prin comprimare sînt cele mai apte să facă față cerințelor puse de exploatare, în minele de cărbuni, datorită lipsei sistemului de aprindere cu scînteie electrică.

Motorul KD-35 propus pentru a echipa locomotivele, este un motor cu aprindere prin comprimare, în patru timpi, de 37 CP la o turație nominală de 1 400 rot/min. Camera de ardere a motorului KD-35 este o cameră de turbulență compusă din : camera de turbulență și camera de ardere propriu-zisă, ce comunică între ele prin trei canale de legătură de secțiune mare sau la ultimele tipuri — prin unul singur. Datorită acestei împărțiri a camerei de ardere, în timpul compresiei, o parte din aerul refulat de piston va trece din camera propriu-zisă de ardere prin canalele de legătură în camera de turbulență, producîndu-se o puternică mișcare turbională. Combustibilul injectat în prima cameră — de turbulență — se amestecă cu aerul și se formează un amestec suficient de omogen pentru a se crea condițiile necesare autoaprinderii lui.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 13 mai 1957.

Imediat după ce s-a aprins, o parte din combustibil arde în camera de turbulență, și, ca urmare, se va ridica temperatura și presiunea. Cum în acest moment pistonul este în cursa de destindere, presiunea din camera propriu-zisă de ardere va fi mică. Va lua naștere un curent de gaze semiarse amestecate cu combustibil pulverizat și nears din camera de ardere, creindu-se în felul acesta o turbulență suplimentară ce mărește omogeneitatea amestecului aer-combustibil. Arderea va fi îmbunătățită, cea mai mare parte a combustibilului găsind oxigenul necesar arderii.

Motoarele cu cameră de turbulență au însă un mare dezavantaj și anume o suprafață de răcire mare. Din acest motiv și din cauza turbulenții ridicate ce activează cedarea căldurii de la gaze la pereții camerei de ardere, pierderile calorice sînt importante și deci, pornirea motorului la rece se face destul de dificil.

La motorul KD-35, pentru a se învinge dificultatea de mai sus pornirea se realizează cu ajutorul unui motor cu aprindere prin scînteie (PD—10), în doi timpi, de 10 CP la 3 500 rot/min.

De la început, se observă că în cazul funcționării în minele de cărbuni, motorul de pornire PD-10, datorită sistemului său de aprindere, cu magnetoul, bujia și legăturile electrice este necorespunzător și primejdios fiind surse de aprindere ale grizuului.

Prin urmare, pornirea motorului KD-35 va trebui realizată într-un mod diferit de cel actual, pentru a putea fi folosit pe locomotivele miniere.

Analizîndu-se posibilitățile ce conduc la rezolvarea problemei de față, s-au găsit următoarele metode :

1. Pornirea motorului cu ajutorul aerului comprimat ;
2. Modificarea injecției, în sensul realizării unei injecții pilot ;
3. Transformarea camerei de ardere actuale — cameră cu turbulență — într-o cameră de ardere cu injecție directă ;
4. Mărirea la pornire, a cifrei cetanice a motorinei, prin adăugare de acceleratori ;
5. Injecție de eter sau de alți combustibili ușor volatili și cu temperatură scăzută de autoaprindere, în țevăria de aspirație.

În ultimele patru cazuri este necesară prezența unui demaror de inerție, care să antreneze motorul pînă la realizarea condițiilor necesare pornirii.

Din punct de vedere funcțional, soluția cu demaror de inerție, conduce la o pornire și mai dificilă, la rece, a motoarelor cu aprindere prin comprimare cu cameră de turbulență, datorită turației reduse asigurate la pornire de către demaror.

În acest caz, aerul din camera de ardere a motorului, fiind în contact cu pereții un timp mai mare, pierde o parte însemnată din energia termică acumulată în timpul compresiei. Temperatura și presiunea din cameră vor fi reduse. Perioada de întîrziere la aprindere, care depinde printre alți factori și de temperatura și presiunea din camera de ardere, se va mări și — ca o consecință — motorul nu va putea porni.

Dintre toate metodele enunțate mai sus, s-a ales, pentru a se rezolva pornirea mai ușoară a motorului KD-35, ultima, adică *injecție de eter sau de alți combustibili ușor volatili în țevăria de aspirație.*

Injectînd combustibilii uşor volatili şi cu temperatură de autoaprindere scăzută, se urmăreşte reducerea perioadei de întîrziere la aprindere în limite care să facă posibilă pornirea motorului cu ajutorul demarorului de inerţie.

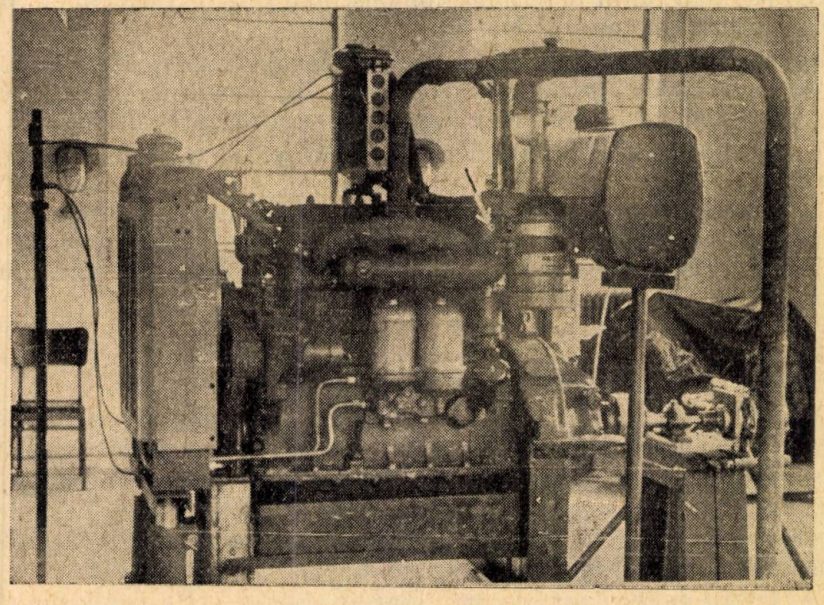


Fig. 1. — Bancul cu care s-au făcut experienţele. Săgeata indică locul unde s-au injectat combustibilii uşor volatili în ţevăria de aspiraţie.

Această metodă a apărut şi economic mai avantajoasă, căci pentru a putea fi aplicată, este necesară numai înlocuirea motorului de pornire cu un demaror de inerţie şi realizarea unui dispozitiv de injecţie a combustibililor, în ţevăria de aspiraţie a motorului.

În cadrul Institutului de energetică al Academiei R. P. R., în laboratorul de maşini termice, s-au realizat o serie de experienţe, pentru a se studia posibilitatea aplicării metodei prezentate, la motoarele KD-35 experienţe ce au confirmat ipotezele puse iniţial. În figura 1 este reprezentat bancul pe care s-au făcut experienţele.

Experienţele au fost făcute în două etape :

— antrenarea motorului de pornire se realizează cu ajutorul motorului cu aprindere prin scînteie PD-10 ;

— antrenarea motorului se face cu ajutorul unui demaror de inerţie.

Prima serie de încercări a fost făcută din necesitatea menţinerii unui regim de lucru cît mai uniform. S-a putut menţine astfel, cuplul şi turaţia aproximativ constante, la pornirea motorului. În plus, motorul a putut fi

antrenat un timp suficient de mare, fără opriri intermediare ; s-a cronometrat timpul necesar pornirii motorului în diversele condiții impuse. Timpii cronometrați pot servi, deci, ca mijloc de comparație între diversele încercări realizate.

Pe baza concluziilor ce s-au tras din experiențele făcute în această primă etapă, s-au putut determina combustibilii care asigură timpul minim necesar pornirii motorului KD-35.

Cu acești combustibili s-a făcut seria a doua de experiențe, care a avut drept scop verificarea rezultatelor obținute, în condițiile reale metodei propuse, adică în cazul pornirii cu ajutorul unui demaror de inerție.

Între cele două feluri de demaraj, principalele deosebiri sînt următoarele :

1. În cazul pornirii cu motorul auxiliar cu aprindere prin scînteie cuplul de pornire are o valoare ce poate fi socotită constantă în timp, iar în cazul pornirii cu demaror de inerție cuplul este descrescător, maximul fiind la cuplare.

2. Turația asigurată la pornirea motorului, este mult mai mare în primul caz — 200—300 rot/min — față de aproximativ 80 rot/min cît se poate realiza în cazul pornirii cu demaror de inerție.

Tematica utilizată în cadrul încercărilor grupate în prima etapă enunțată (motorul antrenat de motorul de pornire) a fost următoarea :

— Puțin înainte și în timpul cuplării demarorului cu motorul, s-au injectat în țevăria de aspirație amestecuri de combustibili pe bază de eter și anume cu : benzen, motorină, petrol lampant și alcool. Procentul de eter din amestec a variat între limitele 0—100%.

— Inițial motorul este decompresat și anume 1—3 secunde din timpul total cronometrat. Acest timp, ce depinde de experiența de manipulare a mecanicului, s-a căutat și s-a realizat să fie minim — aproximativ o secundă — pentru cazurile cînd motorul a pornit repede. Cînd motorul pornea greu, voit s-a lăsat ca demarorul să-l antreneze o perioadă de timp mai mare — 2—3 secunde — pentru a obține o turație mai ridicată. În felul acesta s-a dat posibilitatea ca amestecul injectat să se vaporizeze și să fie aspirat în camera de ardere într-o cantitate mai mare.

— Condițiile atmosferice, în care s-au executat încercările, au fost foarte diferite, pe cît posibil cele mai nefavorabile, similare acelor ce se întîlnesc în mine în lunile de toamnă și iarnă. Temperatura a variat între 4—10°C.

— După ce motorul a pornit , injecția a continuat un anumit timp, ce nu este cuprins în timpul indicat, pînă s-a asigurat în camera de ardere un regim termic normal.

— Timpul de pornire cronometrat s-a considerat din momentul cuplării demarorului (motorului de pornire) cu motorul KD-35, pînă în momentul cînd acesta a pornit. Momentul pornirii motorului s-a detectat prin ridicarea bruscă a turației.

Pe baza încercărilor făcute s-au obținut datele din tablou după care s-a trasat diagrama din figura 2.

Tablou

Timpul de pornire (secunde) *)

% eter în amestec	benzină-eter	benzen-eter	motorină-eter	petrol lampant-eter	alcool-eter
100	2,5	—	—	—	—
50	2,7	2,3	2,2	—	—
25	2,9	2,0	2,8	—	3,0
20	2,8	2,1	2,5	3,6	3,2
18	—	—	—	—	2,8
15	2,1	2,6	2,8	2,2	5,0
10	2,7	2,6	3,4	2,2	32,0
7,5	3,0	3,9	5,9	3,7	—
5,0	8,9	9,0	9,3	7,8	—
3,5	—	62	12,5	—	—
2,5	25,0	—	—	—	—
0,0	33,0	105	25,4	30	nu pornește

*) Temperatura atmosferei 4 — 10°C.

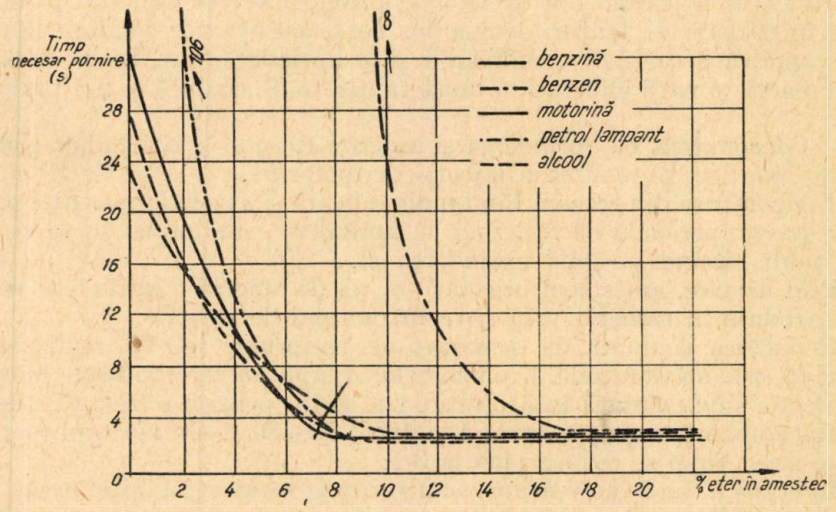


Fig. 2. — Timpul necesar pentru pornirea motorului — antrenat de motorul cu aprindere prin scînteie — funcție de procentul de aer din amestec pentru diferiți combustibili.

Studiind diagrama se pot trage cîteva concluzii interesante :

— pînă la un anumit procent limita de eter în amestec (20% eter), oricare ar fi amestecul utilizat, timpul în care se realizează pornirea este același și anume cuprins între 2—3 s ;

— urmărind curba de variație, pentru un anumit combustibil, în amestec cu diferite procente de eter, se observă că pînă la un anumit procent limită, timpul de pornire este constant, după care crește brusc, pînă se atinge valoarea maximă ce corespunde la 0% eter ;

— în cazul cînd se injectează numai combustibil pur, timpul de pornire variază în funcție de cifra octanică a combustibilului ;

— procentul limită de eter peste care timpul este constant, nu depinde numai de cifra octanică a combustibilului ci și de gradul de volatilitate;
— alcoolul se abate cel mai mult de la celelalte curbe, motorul neputînd porni (timpul de pornire este ∞ sub un procent de 15% eter în amestec). Această abatere se explică atît prin căldura mare de vaporizare necesară (201 kcal/kg față de 86 kcal/kg pentru eter) cît și prin puterea calorifică, mică (6 000 kcal/kg față de 9 000—10 000 kcal/kg). Aerul din camera de ardere se răcește și mai mult — prin vaporizarea alcoolului — și se mărește întîrzierea la aprindere a motorinei, alcoolul participînd la ardere într-un procent foarte redus.

Pe baza acestor observații, procesul arderii în camera de combustie a motorului KD-35 apare ca avînd loc în trei faze și anume:

a) În cameră se aspiră aer și vapori de amestec injectați în aspirație. Eterul fiind cel mai volatil din cei doi componenți ai amestecului va fi cel mai capabil să se aprindă și anume cînd temperatura din cameră a depășit temperatura de autoaprindere a eterului (aproximativ 190°C).

b) Prin aprinderea și arderea eterului se va degaja o cantitate de căldură ce va ridica temperatura din camera de ardere și se vor declanșa particule active, inițiatoare de lanțuri de reacție. Toate acestea vor conduce la activarea vaporizării celuilalt combustibil și la aprinderea lui. Se va declanșa o nouă reacție și va fi eliberată o nouă cantitate de căldură și noi particule active.

c) Concomitent cu aprinderea și arderea eterului și a celuilalt component din amestec, se realizează injecția de motorină.

Temperatura din cameră fiind mult ridicată și datorită prezenței particulelor active, perioada de întîrziere la aprindere a motorinei se va reduce foarte mult, făcînd posibilă aprinderea ei.

Prin urmare, amestecul injectat are rol de amorsă a aprinderii motorinei introduse în cameră, prin sistemul normal de injecție.

Reducerea timpului de demarare al motorului KD-35 realizată în acest mod, este substanțială. Cronometrînd timpul în care pornește motorul fără injecție suplimentară în aspirație, s-a găsit pentru o temperatură a mediului ambiant, cuprinsă între 4 și 10°C, 50—80 s. Cu ajutorul metodei propuse acest timp se reduce pînă la 3 s.

În etapa a 2-a a încercărilor, s-au verificat rezultatele obținute cu ajutorul unui demaror de inerție.

Cu această ocazie, s-a constatat importanța gradului de volatilitate a combustibilului din amestecul combustibil-eter.

Acum condițiile sînt mai nefavorabile ca în etapa precedentă, motorul fiind antrenat cu o turație mult mai redusă. Viteza aerului prin țevăria de aspirație fiind mai mică va atrage micșorarea cantității de combustibil vaporizat și antrenat în camera de ardere.

Se ajunge la situația ca amestecul aer-combustibil-eter din camera de ardere pînă în momentul injectării motorinei, să fie mult inferior limitei de inflamabilitate și deci să nu se poată aprinde.

Cum timpul în care motorul este antrenat de demaror este foarte redus și cum în acest timp motorina injectată nu se poate aprinde, motorul nu poate fi pornit.

Încercările făcute au ilustrat cele arătate mai sus. S-au făcut experienţe cu amestec benzină-eter şi motorină-eter cu 20% eter. În primul caz a putut fi pornit în 1—2 încercări, în celălalt caz însă nu, motorina fiind mai puţin volatilă ca benzina.

Comparînd pornirea unui motor, cu şi fără injecţie suplimentară în aspiraţie, se poate observa, în afară de reducerea timpului de pornire şi o îmbunătăţire a modului cum demarează. În timp ce în mod normal motorul porneşte dur, cu fum negru şi explozii în eşapament, ce conduc la solicitări suplimentare ale organelor sistemului bielă-manivelă, în cazul pornirii cu injecţie în aspiraţie, motorul demarează lin, neobservîndu-se aproape momentul cînd nu mai este antrenat de demaror.

În concluzie, analizîndu-se metoda propusă de pornire a motoarelor KD-35 se constată că este foarte avantajoasă pentru cazurile cînd se pretinde un demaraj rapid. Totodată se asigură o pornire lină fără suprasolicitări la pornire a organelor motorului.

Din punct de vedere al cheltuielilor pe care le comportă introducerea acestei metode, ele sînt neînsemnate, cantitatea de amestec ce se injectează pentru o pornire fiind aproximativ 10 cm^3.

ИССЛЕДОВАНИЕ УЛУЧШЕНИЯ ЗАПУСКА ДВИГАТЕЛЯ KD-35 ПРИ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе анализируется возможность использования двигателей KD-35 на рудничных локомотивах.

Двигатель KD-35, с воспламенением от сжатия, с турбулентной камерой приводится в действие довольно трудно, особенно, при низкой температуре окружающей среды.

Был разработан метод, для того чтобы сократить время запуска таких двигателей. Метод заключается в впрыске эфира или других летучих горючих с низкой температурой самовоспламенения во всасывающих трубах. Двигатель запускается инерционным стартером. В статье описывается этот метод и проведенные исследования относительно его применения.

При анализе полученных результатов было установлено явное улучшение запуска двигателя в случаях, когда для впрыска были использованы смеси на основе эфира. Оптимальные значения были получены с 20% эфирными смесями.

Кроме сокращения времени, необходимого для запуска двигателя, было получено качественное улучшение, заключающееся в том, что можно было обеспечить плавный запуск без перенапряжения деталей двигателя.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Стенд для испытания двигателей. Стрелка указывает место впрыска летучих горючих во всасывающих трубах.

Рис. 2. — Время, необходимое для использования различных горючих для запуска двигателя с искровым зажиганием в зависимости от содержания воздуха в смеси.

RECHERCHES SUR L'AMÉLIORATION DU DÉMARRAGE À BASSE TEMPÉRATURE DU MOTEUR KD-35

(RÉSUMÉ)

Dans cet article, l'auteur analyse la possibilité d'utiliser les moteurs KD-35 pour les locomotives minières.

Etant un moteur à allumage par compression, à chambre de turbulence, le moteur KD-35 a un démarrage assez difficile, surtout si la température du milieu ambiant est basse.

Dans le but de réduire la durée du démarrage de ces moteurs, l'auteur propose une méthode et donne en même temps les résultats des recherches entreprises sur son applicabilité. La méthode consiste en „injection" dans le tuyautage d'aspiration, d'éther ou autres combustibles volatils, ayant un point bas d'auto-allumage. Le moteur est entraîné par un démarreur à inertie.

L'analyse des résultats obtenus fait ressortir une amélioration sensible du démarrage du moteur, au cas ou l'injection est faite avec des mélanges à base d'éther. Les meilleures valeurs ont été obtenues au moyen de mélanges à 20% d'éther.

Outre la réduction du temps de démarrage, on a constaté également une amélioration qualitative du démarrage du moteur, qui consiste en un démarrage doux, exempt de sollicitations exagérées des organes du moteur.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Le banc d'essai ayant servi aux expériences. La flèche indique le point où l'on a injecté les combustibles volatils dans le tuyautage d'aspiration.

Fig. 2. — Le temps nécessaire au démarrage du moteur — entraîné par un moteur à allumage par étincelle — en fonction de la proportion d'air dans le mélange, correspondant à divers combustibles.

BIBLIOGRAFIE

1. O. Widmaier, *Inflammation des combustibles dans les moteurs Diesel. Influence du nitrate d'éthyle.* Revue de l'Institut Français du Pétrole, mai 1950.
2. R. Vichnievsky. *Les combustibles pour moteurs à allumage par compression.* Revue de l'Institut Français du Pétrole, iulie 1954.
3. I. V. Sviridov, *O professah vosplamenenia i gorenia v dvigateliah s vosplameneniem ot sjatia.* Porşnevîe dvigateli vnutrenego sgorania. Izd. Akad. Nauk. SSSR, Moscova, 1950, p. 115.

SURSE TERMOENERGETICE DIN SUD-ESTUL ȚĂRII

NOTA I. VALORIFICAREA STUFULUI PRIN AUTOAGLOMERARE

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI, FR. BARCA și TH. PIATKOWSKI

I. INTRODUCERE

Necesitatea creerii de noi surse termoenergetice în R. P. R. rezultă din inegala repartiție a surselor existente, cărbuni, țiței, gaze naturale etc., între diversele regiuni, ceea ce duce la existența unui deficit, care a frînat dezvoltarea industrială, economică și culturală a acestor regiuni lipsite de rezerve energetice.

Acoperirea acestui deficit energetic nu se poate face prin aducerea gazului metan, a produselor petrolifere, a cărbunilor superiori, a lemnului etc., acestea fiind mult solicitate, își găsesc o utilizare mai avantajoasă în alte domenii. Nu pot intra în discuție nici cărbunii inferiori, datorită conținutului mare de umiditate și cenușă, ce-i face netransportabili pe distanțe mari.

În regiunile sus-menționate există totuși unele materiale termoenergetice, în cantități suficiente, ca : deșeurile de stuf, provenite din industrializarea acestuia, excedentul de stuf, cojile de la decorticarea orezului, cojile de semințe de floarea-soarelui, rumegușuri, alte diverse deșeuri agricole etc.

Aceste materiale, deși au o putere calorifică destul de mare, nu sînt astăzi utilizate, datorită în special greutății lor volumetrice mici, ceea ce le face improprii pentru ars în focarele obișnuite pentru combustibili solizi și netransportabile pe uscat sau pe apă.

Concentrarea naturală a acestor materiale în cantități suficiente, face posibilă industrializarea și faptul că majoritatea lor se regenerează anual, arată că pot constitui o sursă energetică inepuizabilă ce ar acoperi în total sau în parte deficitul energetic din sud-estul țării.

În acest scop, prezentăm rezultatele cercetărilor experimentale efectuate asupra posibilităților de transformare în sursă termo-energetică a materialelor mai sus enumerate, prin brichetare fără liant la temperaturi și presiuni favorabile, în vederea obținerii unor aglomerate cu putere calorifică

ridicată, balast puţin şi greutate volumetrică mare, ce pot fi arse în focarele obişnuite pentru combustibili solizi şi suportă transportul la distanţă.

Calitatea aglomeratelor obişnuite dă posibilitatea folosirii lor şi drept plăci sau prefabricate pentru construcţii.

II. DATE CHIMICO-TEHNICE

S-au cercetat însuşirile chimico-tehnice ale principalelor deşeuri vegetale şi diverselor turbe după metodele clasice ale tehnologiei combustibililor solizi. Probele pentru studiu au fost obţinute prin măcinarea unei probe medii din materialul respectiv la granulaţia 0—1 mm.

Datele obţinute sînt sistematizate în tablourile nr. 1, 2 şi 3.

Tabloul nr. 1

Compoziţia stufului şi a componentelor sale morfologice

Material	Raportat la proba de laborator			Raportat la proba uscată la 105°C	
	Umiditate %	Cenuşă %	Masă combustibilă %	Cenuşă %	Masă combustibilă %
Stuf total	12,24	5,17	82,59	5,90	94,10
Nod de stuf	12,45	5,04	82,51	5,82	94,18
Internod de stuf	12,88	4,08	8 ,04	4,66	95,34
Teci de stuf	12,96	12,00	75,04	11,82	88,18

Tabloul nr. 3

Constanţe fizice ale deşeurilor vegetale

Material	Greutatea specifică t/m³	Volumul specific m³/t	Greutatea unui milion kcal t	Volumul unui milion kcal m³
Snop de stuf	0,100—0,130	7,7—10,0	0,25—0,28	1,9—2,8
Stuf tocat 10 cm	0,060—0,070	14,3—16,7	0,25—0,28	3,6—5,2
Stuf tocat 3 cm	0,100—0,110	9,1—10,0	0,25—0,28	2,3—2,8
Stuf măcinat 0—1 mm	0,220—0,250	4,0—5,0	0,25—0,28	1,0—1,4
Coji de seminţe şi coji de orez	0,180—0,220	5,0—5,1	0,25—0,28	1,2—1,3
Coji de seminţe şi coji de orez măcinate 0—1 mm	0,220—0,250	4,0—5,0	0,25—0,28	1,0—1,4

Se vede bine că astfel de materiale cu volum specific mare duc la o utilizare de numai 20—50% a capacităţii vagoanelor ceea ce îngreunează foarte mult transportul, necesitînd de două, pînă la cinci ori mai multe vagoane decît pentru cărbuni. Puterea calorifică a materialelor sus-menţionate este destul de ridicată şi asemănătoare cu a lemnului, totuşi datorită

Tabloul nr. 2

Date analitice comparative ale principalelor deşeuri vegetale şi ale unor cărbuni inferiori

Material	Analiza tehnică						Analiza elementară												Caracteristicile		
	Raportat la proba de laborator						Cenuşă raportată la proba uscată la 105°C	Raportat la masa combustibilă			Raportat la masa de laborator						Raportat la masa combustibilă				Temperatura de înmuere	Temperatura de topire	Temperatura de curgere
	Umiditate	Cenuşă	Materii volatile	Sulf total	Putere calorifică Superioară	Putere calorifică Inferioară		Materii volatile	Sulf total	Putere calorifică superioară	Umiditate	Cenuşă	C	H	Sulf combustibil	O_2 (+ N_2)	C	H	Sulf combustibil	O_2 (+ N_2)			
	%	%	%	%	kcal/kg		%	%	%	kcal/kg	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	°C	°C	°C
Stuf total	12,24	5,17	65,24	urme	3846	3486	5,90	79,00	urme	4650	12,24	5,17	40,05	5,32	urme	37,22	48,50	6,37	urme	45,13	955	1315	1400
Rumeguş de răşinoase	13,15	0,41	73,04	„	4866	4487	0,40	84,50	„	4563	13,15	0,41	43,22	5,65	„	37,57	50,00	6,54	„	43,46	—	—	—
Rumeguş de foioase	12,02	0,86	71,69	„	3963	3607	0,90	82,30	„	4550	12,02	0,86	41,64	5,37	„	59,89	47,80	6,17	„	46,03	1026	1120	1160
Coji de orez	13,55	15,34	43,51	„	3470	3153	21,57	61,20	„	4880	13,55	13,34	33,79	4,38	„	32,94	48,10	6,17	„	45,73	peste 1500	—	—
Coji de seminţe de floarea-soarelui	12,82	1,89	61,57	„	3795	3465	2,11	72,02	„	4450	12,82	1,89	37,86	5,26	„	42,17	44,40	6,17	„	49,43	1156	1303	1348
Paie	6,82	6,52	71,83	„	4070	3740	6,91	82,95	„	4691	6,82	6,52	43,27	5,35	„	38,04	49,93	6,17	„	43,90	—	—	—
Turbă de Poiana Stampei	10,12	4,76	60,84	0,18	4785	4430	5,28	71,50	0,21	5625	10,21	4,76	47,87	5,45	0,12	31,68	56,25	6,40	0,14	37,21	970	1045	1120
Turbă de Miercurea Ciucului	12,98	9,53	52,23	0,54	4300	3965	10,70	67,10	0,70	5550	12,98	9,53	42,96	4,75	0,30	29,48	55,40	6,13	0,38	38,06	955	1400	1450
Turbă de Mîndra Făgăraş	10,50	27,04	40,22	0,60	3412	3160	30,10	64,30	0,92	5470	10,50	27,04	36,00	3,49	0,39	22,58	57,70	5,59	0,62	36,08	940	1030	1060
Turbă de Huedin Cluj	10,58	3,82	61,35	0,39	4591	4237	4,27	71,60	0,45	5370	10,58	3,82	45,62	5,38	0,22	34,48	53,25	6,29	0,25	40,21	970	1130	1175

Tabloul nr. 4

Caracteristicile brichetelor obţinute din stuf fără liant

Condiţii de brichetare				Rezistenţa brichetelor					Analiza brichetelor								Aspect
						Rezistenţa mecanică					Materii volatile		Sulf total la proba de laborator	Putere calorifică			
Temperatura de încălzire*)	Durata încălzirii	Presiune	Randament	Rezistenţa la apă**)	Rezistenţa la foc	Căderea***)	Încovoiere	Umiditate	Cenuşă	Cenuşă la proba uscată la 105°C	la proba de laborator	la masa combustibilă		Raportat la proba de laborator		Raportat la masa combustibilă	
														sup.	inf.	sup.	inf.
°C	ore	kg/cm²		ore		%	kg/cm²	%	%	%	%	%	%	kcal/kg			
20	—	1500	100	10′	slab	60	15	12,24	5,17	5,90	74,80	79,00	urme	3846	3486	4650	4150	Marginea se sfărîmă uşor cu mîna
100	4	1500	94	40′	mai bun ca 1	100	35	3,50	5,94	6,15	74,50	78,20	„					Dur, păstrează forme, culoarea puţin schimbată, nu arată degajare puternică de gudroane
200	1	900	94	30′	„	98	30	3,62	6,00	6,24	71,15	78,50	„					Dur, păstrează forme, muchii sfărîmicioase, la fel cu 2
200	2	900	94	30′	„	100	31	3,41	5,90	6,13	71,22	79,40	„					Mai bun ca 3, mai slab ca 2
200	4	900	93	40′	slabă, mai bună ca precedenta	100	36	3,80	5,93	6,17	71,00	78,40	„	4250— 4400	3910— 4150	4850— 4870	4330— 4620	Mai bun ca toate precedentele
250	1	900	94	40′	slabă, la fel ca precedenta	100	34	3,10	6,00	6,20	70,98	74,05	„					Culoarea puţin schimbată La fel cu 2 şi 5
250	2	900	86,5	10	f. bună	100	52	3,42	6,32	6,55	70,53	77,90	„					Culoare cafenie lucios, solid, denotă degajare de gudron
250	2	450	86	6—8	„	100	45	3,20	6,40	6,55	70,63	77,33	„					Mai puţin lucios ca 7, solidă, dură, tare
250	3	900	86	14—18	„	100	94	3,29	6,41	6,60	70,25	77,30	„					Brun, închis, lucios, dur
250	3	350	81	8—10	„	100	94	3,10	6,29	6,50	70,25	77,45	„	4585—	4215—	5100—	4730—	Brun, mai deschis ca 9, mai puţin lucios, dur, tare
250	3	270	86	8—10	„	100	39	3,14	6,32	6,52	70,32	77,65	„	4664	4474	5180	4950	Brun, mai deschis ca 10, mai puţin urme de luciu, dur, tare
250	3	180	86	4—8	„	100	38	3,54	6,30	6,55	70,10	77,80	„					La fel ca 11
250	4	900	85,3	18—20	„	100	100	3,65	6,28	6,50	69,98	77,60	„					Brun, închis, lucios, dur
250	4	450	85,5	14—18	„	100	51	3,20	8,50	6,70	69,79	77,50	„					Brun închis, lucios, rezistent
350	1/2	320	34,0	peste 24	„	100	35	—	16,50	—	—	—	„					Mangal, negru, dur, solid

*) S-a dat temperatura mediului în care a fost încălzit materialul
**) Timpul pînă la dezagregarea brichetei acoperite cu apă
***) S-a dat procentul rămas din brichete, de granulaţie peste 30 mm după 10 aruncări de la 1,5 m pe planşeu de beton

acestui volum specific mare utilizarea lor în focarele obișnuite pentru combustibili solizi este imposibilă.

Prin aplicarea unor metode de aglomerare, deci prin micșorarea volumului specific, aceste materiale se pot transforma în combustibili valoroși, transportabili la distanță și utilizabili în focarele obișnuite industriale și casnice.

Temperaturile de fuziune destul de ridicate ale cenușilor rezultate din arderea acestor combustibili fac să nu se înfunde grătarele, deci favorizează utilizarea lor ca surse termoenergetice.

III. BRICHETAREA

Cercetările noastre în vederea obținerii de combustibili superiori din deșeuri vegetale și cărbuni inferiori, s-au desfășurat pe două căi și anume :

a) brichetarea directă fără liant a materialelor de mai sus ;

b) semicarbonizarea deșeurilor și brichetarea ulterioară a semicocsului cu liant.

Prin brichetarea fără liant s-a urmărit obținerea unor brichete de calitate, printr-un procedeu rentabil, care constă în principiu, din presarea directă la cald a deșeurilor respective.

Unele materiale ca rumegușul de foioase, rumegușul de rășinoase etc., se prezintă la o granulație favorabilă brichetării, altele ca stuful, turbele etc. necesită o măcinare prealabilă.

Brichetele obținute trebuie să satisfacă condițiile de calitate, fizico-mecanice și calorice pentru utilizarea locală (industrială și casnică) și pentru transport la distanță.

Din unele date de literatură rezultă că deșeurile lemnoase printr-o încălzire prealabilă între 200—400°C, [1], [2], [3] și la presiuni de 200—1000 kg/cm² [1], [2], [3] dau brichete ce satisfac condițiile de calitate. Asemănarea în compoziție a stufului cu lemnul și deșeurile enumerate, sugerează generalizarea posibilităților de brichetare la cald. Brichetarea la cald a fost aplicată de noi stufului, rumegușului, deșeurilor agricole (paie, coji de orez, coji de semințe de floarea-soarelui etc.) cît și amestecurilor lor.

Rezultatele au fost pe toată linia satisfăcătoare și procedeul s-a putut extinde cu succes și asupra turbelor.

Datele care condiționează brichetarea (temperatura, presiunea, durata de încălzire, durata de presare etc.) au fost lămurite prin cercetările experimentale executate.

În privința modului de lucru, lucrarea constă în principiu din încălzirea materialului între 150—330°C, menținerea la această temperatură și presarea la presiuni între 200—900 kg/cm².

Toate încercările de rezistență efectuate asupra brichetelor s-au făcut după 24 ore de la obținerea lor.

În tabloul nr. 4, sînt date rezultatele pentru brichetele obținute din stuf.

În afară de încercările de brichetare cuprinse în tabloul nr. 4, s-au mai făcut o serie de încercări în scopul de a se stabili limitele cele mai strînse

de temperatură în care se obţin brichetele cele mai bune. Din încercările de brichetare efectuate astfel, s-a putut stabili că în jurul temperaturii de 250°C şi mai precis în intervalul dintre 250—265°C există un maxim al rezistenţelor fizico-mecanice ale brichetelor.

În tabloul nr. 5, se dau rezultatele încercărilor de brichetare făcute asupra celorlalte deşeuri vegetale şi asupra turbelor.

Tabloul nr. 5

Caracteristicile brichetelor fabricate din deşeuri vegetale şi turbe fără liant

Material	Condiţii de brichetare				Rezistenţa brichetelor			
	Temperatura de încălzire *)	Durata încălzirii	Presiunea	Randamentul	Rezistenţa la apă **)	Rezistenţa la foc	Rezistenţă mecanică	
							Cădere ***)	Încovoiere
	°C	ore	kg/cm²	%	ore		%	kg/cm²
Rumeguş foioase	250	4	450	86	10	f. bună	100	60
,, răşinoase	250	4	450	85	10	,,	100	55
,, foioase	250	2	450	89	6	,,	100	35
,, răşinoase	250	2	450	89	6	,,	100	38
,, foioase	250	4	900	81	18	,,	100	100
,, răşinoase	250	4	900	82	18	,,	100	peste 100
Coji de orez	250	4	900	84	16	,,	99	90
,, ,, ,,	250	4	450	83	10	bună	90	30
,, ,, seminţe de floarea-soarelui	250	4	900	84	18	f. bună	100	peste 100
Coji de seminţe de floarea-soarelui	250	4	450	83	17	,,	100	40
Paie	250	4	900	81	18	,,	90	40
,,	250	4	450	81	15	,,	85	34
Turbă Miercurea-Ciuc	250	4	900	90	10	,,	90	100
,, P. Stampei	250	4	900	90,5	15	,,	95	85
,, Mîndra Făgăraş	250	4	900	91	11	,,	93	84

*) S-a dat temperatura mediului în care a fost încălzit materialul
**) timpul pînă la dezagregarea brichetei acoperite cu apă
***) s-a dat procentul rămas din brichete de granulaţie peste 30 mm după 10 aruncări de la 1,5 m pe planşeul de beton

Tabloul nr. 6

Greutăţile volumetrice ale brichetelor obţinute din deşeuri vegetale şi turbă*).

Greutatea specifică t/m³		Volum specific m³/t		Greutatea unui milion kcal t	Volumul unui milion kcal m³	
masă brichetată	în grămadă	masă brichetată	în grămadă		masă brichetată	în grămadă
1,000	0,75	0,77	0,80	0,238	0,184	0,191
1,300	1,25 *)	1,00	1,33		0,238	0,318

*) depinde de forma brichetelor

În tabloul nr. 6 se dau greutăţile volumetrice ale brichetelor obţinute din deşeuri vegetale de stuf, turbă etc.

Din tablourile de mai sus se desprind însăși parametrii de brichetare și anume :

1) Granulometria materialului

— unele produse ca stuful și deșeurile sale, paiele, unele coji de semințe, turbele etc. trebuie în prealabil măcinate și apoi brichetate ;

— alte produse ca : rumegușurile de foioase și rășinoase vor putea fi brichetate fără o altă pregătire ;

2) Temperatura de brichetare

— condițiile de calitate (rezistența mecanică, rezistența la foc și rezistența la apă) se îmbunătățesc cu creșterea temperaturii de încălzire a materialului crud pînă în jurul temperaturii de 250°C.

3) Durata (timpul) de menținere la cald a materialului ce urmează a fi brichetat

— variază pentru toate materialele între 1 și 4 ore, în condițiile de laborator, ea poate fi însă mult scurtată în condiții favorabile transferului de căldură ;

— creșterea duratei de menținere la cald, în aceleași condiții de transfer de căldură, ameliorează calitatea brichetelor ;

— durata de încălzire este o constantă specifică a aparaturii cu care se lucrează.

4) Presiunea de brichetare

— creșterea de presiune între 200—900 kg/cm² favorizează condițiile de calitate a brichetelor fabricate spre a fi folosite ca sursă termoenergetică ;

— la presiuni de 1000—1500 kg/cm² se pot obține plăci pentru mobile sau alte scopuri.

5) Evacuarea brichetelor din matriță

— trebuie făcută după o prealabilă răcire cu 50—60°C față de temperatura materialului din timpul presării și este chiar de preferat o răcire mai accentuată.

CONCLUZII

Din studiul experimental efectuat se întrevăd următoarele :

1) S ar putea rezolva problema lipsei de combustibili pentru necesitățile industriale și casnice (domestice), în regiunile din sud-estul țării.

2) S-ar putea rezolva valorificarea deșeurilor și surplusurilor combustibile (stuf etc.), ceea ce micșorează prețul de cost (revenire) a produselor din care rezultă aceste deșeuri, mărind prin aceasta quantumul de venituri locale ale regiunii.

3) Prin combustibilul fabricat se rezolvă deficitul energetic, la acoperirea căruia se consumă astăzi lemne, produse petrolifere etc., care devenind astfel libere, pot fi folosite mai adecvat, cu profit economic specific.

4) Prin combustibilul fabricat din deșeuri se pot pune în valoare materiale de natură combustibilă nefolosite, chiar mai mult, irosite și care se cifrează la milioane tone pe an, respectiv .la miliarde unități calorice pe an.

5) Prin combustibilul obținut s-ar putea rezolva problema deșeurilor și a eventualelor surplusuri de natură energetică (agricolă, lemnoase, stuf

etc.) ce reprezentau balasturi adesea costisitoare (prin depozitare, transporturi, distrugeri etc.) şi chiar supărătoare sau periculoase (autoaprinderi).

6) Prin combustibilul obţinut se fabrică un concentrat cu putere calorifică ridicată, asemănător cu cel obţinut din combustibilii solizi de calitate, chiar mai bun (balast mai puţin, fuziunea cenuşii mult mai ridicată, fără sulf).

7) Din produse energetice cu greutate volumetrică mică (0,1—0,13 t/m^3), deci fără perspective de transport şi a căror folosire necesită focare speciale sau focare adaptate la cele existente, prin reducerea volumului ocupat de milionul de kcal la 1/7—1/10 din volumul materialului nebrichetat se obţin brichete ce suportă avantajos transportul (frachtul CFR).

8)Toate deşeurile specificate mai sus se pot bricheta la cald atît singure cît şi amestecate între ele, fapt care dă posibilitatea industrializării lor, chiar în locul unde cantitatea din fiecare material e relativ mică în raport cu totalitatea lor.

9) Prin brichetarea deşeurilor vegetale şi a cărbunilor inferiori se pot obţine nu numai brichete combustibile, ci şi plăci de construcţie şi obiecte fasonate (obiecte electrotehnice, obiecte de larg consum etc.).

10) Brichetarea caldă fără liant reprezintă pentru R. P. R. un aspect original de valorificare a deşeurilor vegetale şi a cărbunilor inferiori, iar ca metodă de lucru reprezintă o noutate în tehnologia combustibililor.

11) Prin aplicarea industrială a procedeului prezentat se vor putea obţine cantităţi de combustibil inepuizabile, fapt care va duce la creşterea nivelului de dezvoltare a industriei în diferite regiuni ale ţării, la dezvoltarea unor noi industrii, la creearea unor noi produse.

НОВЫЕ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ИСТОЧНИКИ НА ЮГО-ВОСТОКЕ СТРАНЫ

Сообщение I. ИСПОЛЬЗОВАНИЕ КАМЫША САМОСПЕКАНИЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе обсуждается значение использования в качестве топлива излишка камыша, соответствующих отходов и растительных отходов (рисовой шелухи, шелухи семян подсолнечника, соломы и т. д.).

Исследуется метод превращения камыша, его отходов, а также сельскохозяйственных отходов в топливо высокой теплотворности, с небольшим объемом, что значительно облегчает его транспорт. Это топливо может быть успешно использовано в обычных промышленных топках и в качестве бытового топлива.

Предложенный метод состоит в самоспекании при прессовании с подогревом размолотого камыша. Полученные брикеты качественно удовлетворяют всем требованиям, предъявленным такому топливу.

В работе указываются возможности использования таким же путем различных растительных отходов (рисовой шелухи, шелухи семян подсолнечника, опилок и т. д.), а также торфа и других низкосортных углей.

NOUVELLES SOURCES THERMOÉNERGÉTIQUES DANS LE SUD-EST DE LA R. P. ROUMAINE

NOTE I. MISE EN VALEUR DU ROSEAU PAR AUTO-AGGLOMÉRATION

(RÉSUMÉ)

Les auteurs démontrent l'importance de l'emploi, en guise de combustible, de l'excédent et des déchets du roseau, ainsi que de certains autres déchets végétaux (épicarpes du riz, de l'hélianthe, paille, etc.).

Ils étudient une méthode pour la transformation du roseau et de ses déchets, ainsi que les déchets agricoles, en combustibles à grand pouvoir calorifique et à volume spécifique réduit, se prêtant donc facilement au transport à de grandes distances. Ces combustibles peuvent être avantageusement utilisés dans les foyers ordinaires — industriels et domestiques.

La méthode proposée consiste en l'auto-agglomération du roseau et de ses déchets, hachés, puis comprimés à chaud. Les briquettes ainsi obtenues satisfont à toutes les conditions imposées à ce genre de combustible.

Les auteurs indiquent les possibilités d'utiliser de la même manière divers déchets végétaux (épicarpes du riz et de l'hélianthe, sciure de bois, etc.) ainsi que les tourbes et les lignites inférieurs.

BIBLIOGRAFIE

1. *** *A kötöanyagnéküli brikettzés.* A hogazdasági tudományos eggyesület, Magyar energiagazdaság, 1951, nr. 12.
2. *** *Briketirung von Kohle.* Brevet francez, nr. 944 069/1941 ; Chem. Zentr., 1951, t. II, p. 1990.
3. P. Zvolski, *Brichetirovanie dereviannih othodov.* Za ekonomiiu materialov, 1953, nr. 2, p—89.
4. Andrezej Stanislawscki, Brichetarea rumegușului (Wikorzystanie trocin) Przemysl Dreswny.
5. Janusz Pratmo, *Trociny odpadczy surowie.* Przemysl Drzewsy, 1952, nr. 5, p. 137.
6. Ant. Kotina, *Briketovani.* Strojírenstvi, 1954, nr. 4, p. 282.
7. S. M. Kolesnikov, S. E. Metnikov, N. G. Sesukov, A. V. Ktorov, *Brichetirovanie othodov pererabotki drevesini.* Lesnaia promîșlennost, 1950, nr. 12, p. 20.

SURSE TERMOENERGETICE DIN SUD-ESTUL ȚĂRII

NOTA II. BRICHETAREA STUFULUI PARȚIAL CARBONIZAT

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI și FR. BARCA

În această notă, ne-am propus să obținem brichete prin aglomerarea cu liant a stufului parțial carbonizat, în care scop s-au studiat, atît semicarbonizarea, cît și brichetarea semicocsului rezultat.

I. SEMICARBONIZAREA

Semicarbonizarea este un proces tehnologic, de natură pirogenetică, aplicat curent combustibililor solizi și chiar lemnului, sub numele de *distilare a lemnului*. Semicarbonizarea are ca scop

a) obținerea unor concentrate cărbunoase cu mare putere calorifică; produsul rezultat în cazul cărbunilor se numește semicocs; la distilarea lemnului el este cunoscut sub numele de mangal;

b) obținerea subproduselor (gaze, ape, gudroane), ce constituie materii prime pentru industria chimică.

În scopul obținerii reziduului cărbunos, s-au carbonizat stuful și deșeurile sale, între 280 și 450 °C, urmărindu-se influența temperaturii finale de semicarbonizare asupra calității semicocsului și susceptibilității sale de a fi brichetat cu liant în condiții avantajoase.

Pentru aceasta, materialul tocat sau măcinat a fost carbonizat în retorta de semicarbonizare Fischer - Schader prevăzută cu sistem de recuperare a supraproduselor. În tabloul nr. 1 sînt consemnate randamentele în produse de pirogenare în raport cu temperatura finală de semicarbonizare.

Între 270 şi 350°C s-a observat un interval de reacţie extremă caracterizat prin mare degajare de gaze, gudroane şi ape, întocmai ca la lemn.

Temperatura de dispariţie a gudroanelor se situează între 380—400°C.

Tabloul nr. 1

Randamente obţinute la carbonizarea stufului

Temperatura finală de semicarbonizare °C	Reziduu cărbunos	Ape + gudron	Gaze
280	70,00	24,60	5,40
300	54,00	38,50	7,50
350	44,00	43,00	13,00
400	39,50	45,60	14,90
450	35,50	49,00	16,00

În tabloul nr. 2 sînt trecute caracteristicile chimico-tehnice ale reziduului cărbunos, la diverse temperaturi de pirogenare.

Tabloul nr. 2

Caracteristicile chimico-tehnice ale reziduului cărbunos la diverse temperaturi de pirogenare

Temperatura finală de carbonizare °C	Analiza tehnică raportată la						Aspect
	Proba de laborator				Proba uscată la 105 °C	Masă combustibilă	
	Umiditate %	Cenuşă %	Sulf total %	Materii volatile %	Cenuşă %	Materii volatile %	
280	3,10	7,95	urme	49,00	8,20	55,00	cafeniu, slab carbonizat
300	2,40	10,20	urme	33,00	10,50	37,70	cafeniu, sfărîmicios
350	2,10	12,50	urme	23,00	12,70	27,00	cafeniu închis, sfărîmicios
400	2,00	14,00	urme	18,50	14,25	22,00	cafeniu, foarte sfărîmicios
450	2,20	16,00	urme	14,00	16,30	17,00	negru foarte sfărîmicios

În vederea obţinerii unor cantităţi mai mari de semicocs de stuf, atît pentru studiul brichetării, cît şi pentru studiul produselor volatile rezultate, s-a folosit staţia de semicarbonizare a laboratorului, pentru combustibili solizi.

La această instalaţie s-a lucrat cu cantităţi de 5 kg stuf.

Tabloul nr. 3 sistematizează rezultatele carbonizării la 400°C, iar în tabloul nr. 4, sînt trecute greutățile volumetrice ale semicocsului obținut.

Tabloul nr. 3

Randamente de semicarbonizare și caracteristicile reziduului cărbunos rezultat din stuf la 400 °C

Specificație	Valoare
A. *Randamente de semicarbonizate*	
— Randament în semicocs, în %	35,04
— Randament în gudron decantat, în %	5,89
— Randament în ape, în %	35,67
— Randament în gaze, în %	19,40
— Pierderi, în %	4,00
— Temperatura de pirogenare, la care gazele obținute ard, în °C	260°
— Randament în gaze combustibile, în %	10,65
B. *Analiza semicocsului*	
a) — Raportată la proba de laborator :	
— umiditate, în %	2,30
— cenușă, în %	15,60
— materii volatile, în %	19,06
— sulf total, în %	urme
— sulf combustibil, în %	urme
— putere calorifică superioară în kcal/kg	5 650
b) — Raportată la masa uscată, la 105°C	
— cenușă, în %	19,50
c) — Raportată la masa combustibilă	
— materii volatile, în %	22,40
— putere calorifică superioară, în kcal/kg	6 900

Tabloul nr. 4

Greutatea volumetrică a semicocsului

Semicocs de stuf	Greutatea specifică t/m³	Volumul specific m³/t	Greutatea unui milion kcal/t	Volumul a 1 000 000 kcal/m³
în bucăți întregi sau tocat la 10 mm lungime	0,095—0,100	10,00—10,50	0,20	2,00—2,10
tocat la 3 cm lungime	0,140—0,150	6,65—7,15	0,20	1,33—1,43
măcinat*) 0—3 mm	0,230—0,280	3,57—4,35	0,20	0,72—0,87

*) obținut prin măcinarea semicocsului rezultat din stuf.

Cercetările experimentale arată că :

— Semicarbonizarea aduce în general o scădere a volumului specific și deci o simțitoare scădere a volumului ocupat de 1 000 000 kcal ;

— Semicocsul obținut la 400°C este un material foarte friabil, ușor de măcinat ;

— După măcinare, semicocsul este foarte afînat şi foarte fin, de mare putere calorifică şi ar putea fi cu succes întrebuinţat drept combustibil în focarele pentru praf de cărbune sau în focarele pentru combustibili lichizi în emulsie cu păcură.

— Studile noastre au dovedit că lucrările făcute pe stuf, pot fi extinse şi asupra altor materiale, deşeuri de provenienţă vegetală.

II. BRICHETAREA SEMICOCSULUI DE STUF CU LIANT

Pentru obţinerea brichetelor de stuf, sau din deşeuri de stuf parţial carbonizate cu liant, s-au folosit procedee asemănătoare brichetării mangalului. S-au avut în vedere următorii factori :

1. Granulaţia materialului

La brichetarea mangalului, una din caracteristici este micimea particulelor ce urmează a fi legate. După unii autori, granulaţia maximă folosită este pînă la 1—1,5 mm [1], [2], [3], iar după alţii numai pînă la 0,2 mm [4].

Ţinînd seamă de friabilitatea semicocsurilor de stuf şi de cele arătate mai sus, s-a lucrat cu un material măcinat sub 1 mm.

De asemenea, s-au făcut încercări şi cu materiale măcinate pînă la 2 mm, dar a căror aranjament granulometric a fost calculat în vederea îmbunătăţirii calităţii brichetelor, fapt care s-a dovedit pozitiv.

2. Lianţii folosiţi

În tehnica brichetării indirecte, liantul trebuie să răspundă următoarelor condiţii : să prezinte mare putere de legare ; să aibă un consum specific redus ; să fie uşor de procurat şi ieftin ; să se poată prelucra uşor.

În acest studiu s-au folosit următorii lianţi :

a) smoala de petrol,

b) gudroanele rezultate din gazeificarea ligniţilor,

c) smoala rezultată din prelucrarea gudroanelor din gazeificarea ligniţilor,

d) amestecul din *b*) şi *c*).

În vederea valorificării pe această cale a semicocsului de 400°C s-au căutat lianţi ieftini şi anume gudroanele rezultate din gazeificarea ligniţilor şi reziduurile rezultate din prelucrarea acestor gudroane, sau amestecurile din gudroane şi reziduuri. Aceşti lianţi au o largă folosire în alte ţări la brichetarea mangalului [5] sau la fabricarea electrozilor de cărbune.

La noi, aceste gudroane încă nu şi-au găsit o utilizare raţională şi nici nu sînt prelucrate, reprezentînd deşeuri lipsite de valoare, procurabile la preţ redus şi care, pentru instalaţiile producătoare actuale, constituie balasturi supărătoare. S-au folosit reziduuri obţinute din distilarea acestor gudroane pînă la 235°C, sau pînă la 300—325°C şi amestecuri de gudroane şi reziduuri. În acest fel s-a urmărit găsirea unei căi de valorificare atît a stufului şi a deşeurilor sale, cît şi a gudroanelor rezultate din procesele de gazeificare.

Gudronul de gazeificare folosit este un gudron luat din gropile de gudron ale dezintegratorului de la instalaţia de gazeificare de la moara „Răsăritul" — Oradea.

Caracteristicile gudronului, ale smoalei rezultate din el și ale liantului format din amestec de 30% gudron și 70% smoală, se găsesc în tabloul nr. 5.

Tabloul nr. 5

Caracteristicile lianților derivați din gudroane de gazeificare utilizate pentru brichetare

Lianți	Umiditate %	Cenușă %	Carbon liber %	Punct de înmuiere (inel și bilă) °C	Putere calorifică inferioară kcal/kg
gudron deshidratat	1,00	0,50	2,30	—	6500—7000
smoală de gazeificare (fracțiunea peste 325°C)	0,20	1,9—20	7,00	62—66	8000—8200
amestec de 30% gudron + 70% smoală de gazeificare	0,45	1,55	5,60	40	7500—7900

3. Brichetarea semicocsului din stuf cu lianți

a. *Condițiile de brichetare.* Presarea brichetelor s-a făcut la rece într-o matriță de 40 mm diametru, la o presă hidraulică.

Presiunea de brichetare a fost de 350 kg/cm², presiune ce se încadrează în indicațiile date de literatură pentru mangal [6].

b. *Caracteristicile brichetelor de semicocs, cu liant.* Tabloul nr.6 prezintă unele caracteristici ale brichetelor din semicocs de stuf cu liant smoală de petrol.

Tabloul nr. 6

Cîteva caracteristici ale brichetelor de semicocs de stuf (400°C) cu liant smoală de petrol

Procentul de smoală raportat la brichetă %	Rezistența la foc	Rezistența la apă	Aspect
20,5	—	—	praf nelegat
28,5	bună	bună	mat, și nu prea compact, prezintă fisuri și exfolieri, marginile se distrug ușor cu mîna, se rupe ușor cu mîna
33,4	bună	bună	slabă, mai bună ca precedenta
37,5	bună	bună	marginile se distrug mai greu cu mîna, mat, foarte rare fisuri sau exfolieri, opune oarecare rezistență la rupere cu mîna. Mai bună ca precedenta
41,3	bună	bună	mat, păstrează forma și marginile, compact fără fisuri sau exfolieri, rezistență la rupere admisibilă

Nu s-a mers mai departe pe această cale deoarece procentul de circa 40% smoală de petrol, dovedită necesară pentru o brichetă bună, este prea mare și nu poate fi economic.

Datorită procentului mare de smoală de petrol necesar pentru fabricarea unei brichete bune, folosirea acestui liant nu este economică în acest caz.

14. Brichetarea stufului carbonizat la 280° C cu liant

Observîndu-se că pentru rezidiile de carbonizare obținute la temperaturi mai joase procentele de liant scad, s-a încercat brichetarea semicocsului de 280°C cu liant smoală de petrol și s-au obținut rezultate posibile de aplicat în industrie.

Tabloul nr. 7

Caracteristicile brichetelor obținute din stuf carbonizat la 280°C, cu liant smoală de petrol

Specificație	Valori
A. *Condiții de brichetare*	
— liant, în %	15
— presiunea de brichetare, în kg/cm²	250
— temperatura la care se face brichetarea, în °C	100
B. *Condiții de calitate ale brichetelor*	
— rezistența mecanică	
cădere, în %	100
încovoiere, în kg/cm²	9
— rezistența la apă	bună
— rezistența la foc	bună
C. *Analiza brichetelor raportat la proba de laborator*	
— umiditate, în %	2,9
— cenușă, în %	6,8
— masă combustibilă, în %	91,3
— putere calorifică superioară kcal/kg	6100

Se vede că prin carbonizarea stufului la 280°C, cantitatea de liant necesară scade mult, sub 15% aducînd după sine scăderea prețului de cost al brichetelor.

Pentru folosirea smoalei de petrol, în brichetarea stufului, se poate propune deci carbonizarea parțială a materialului la 280°C, altfel procentul ridicat de liant face operația neeconomică.

Deoarece brichetarea semicocsului de 400°C cu liant smoală de petrol, în vederea obținerii unor brichete acceptabile cere un procent mare de liant smoala de petrol a fost înlocuită cu derivate gudronoase (deșeuri) de la gazeificarea lignitilor.

În tabloul nr. 8 se dau rezultatele obținute în brichetarea stufului parțial carbonizat la 280 și 400°C cu lianți rezultați din gazeificarea lignitilor.

Tabloul nr. 8

Caracteristicile brichetelor obținute din stuf parțial carbonizat

Nr. crt.	Material *)		Liant **)		Condiții de brichetare		Rezistența brichetelor				Analiza brichetelor				Aspect
	Granulație mm	Temperatura finală de carbonizare °C	Tipul	Cantitatea %	Presiune kg/cm²	Temperatura de presare °C	Foc	Rezistență mecanică: Cădere ***) %	Rezistență mecanică: Încovoiere kg/cm²	Apă ****) ora	Cenușă %	Umiditate %	Masă combustibilă %	Puterea calorifică superioară kcal/kg	
1	0—1	280	smoală din gudron de gazeificare	15	350	100	bună	100	8,5	nu se descompune 24 ore	6,90	3,00	91,10	5500	compact, elastic
2	0—1	400	idem	30	350	20	bună	70	sub 8	—	11,60	2,50	85,90	6200	slab, friabil fisurat
3	0—1	400	idem	40	350	20	bună	80	idem	—	10,10	1,80	88,10	6400	idem mai ameliorat
4	0—1	400	gudron de gazeificare	30	350	20	bună	65	idem	—	11,00	2,20	86,80	6200	friabil, unsuros
5	0—1	400	amestec 70 % smoală cu 30 % gudron de gazeificare	38	350	20	bună	100	9	nu se descompune 24 ore	10,50	2,30	87,20	6350	bun, foarte elastic

*) analiza v. tabloul nr. 2 și 3
**) analiza v. tabloul nr. 5
***) s-a dat procentul rămas din brichete de granulație peste 30 mm după 10 aruncări de la 1,5 m pe planșeu de beton
****) s-a dat timpul de menținere a brichetei acoperite cu apă până la descompunere completă

Din tabloul nr. 8, se desprinde superioritatea brichetelor obținute folosind ca liant un amestec de 30% gudron de gazeificare desh dratat și 70% smoală de gaze f care, ambele rezultate de la gazogene ce funcționează cu lignit.

Prin brichetarea stufului parțial carbonizat se obțin brichete cu greutate specifică de 4—5 ori mai mare decît a semicocsului și de 8—9 ori mai mare în comparație cu snopii de stuf, ceea ce duce la o scădere considerabilă a volumului ocupat de milionul de kcal, după cum rezultă din datele consemnate în tabloul nr. 9.

Tabloul nr. 9

Greutatea volumetrică a stufului și a brichetelor din stuf parțial carbonizat cu liant smoală de petrol

Material	Greutatea specifică t/m³	Volum specific m³/t	Greutatea a un milion kcal/t	Volumul a un milion kcal/m³
Snop de stuf	0,100—0,130	7,70—10,00	0,25—0,28	1,92—2,80
Stuf focar 10 cm	0,060—0,070	14,30—16,70	0,25—0,28	3,60—5,20
Stuf tocat 3 cm	0,100—0,110	9,10—10,00	0,25—0,28	2,30—2,80
Stuf măcinat 0—1 mm	0,220—0,250	4,00—3,00	0,25—0,28	1,00—1,40
Semicocs de stuf măcinat 0—3 mm	0,230—0,280	3,57—4,35	0,20	0,72—0,87
Brichete din stuf parțial carbonizat cu liant smoală de petrol sau reziduuri de gazeificare (15—40%)				
Masă brichetată	0,950—1,100	0,92—1,05	0,16—0,19	0,15—0,20
Idem în grămadă	0,600—1,050	0,95—1,67	0,16—0,19	0,15—0,32

5. Încercări parțiale de tratament termic ulterior al brichetelor

Din datele de literatură reiese că rezistențele mecanice ale brichetelor de mangal cu liant, se ameliorează prin tratarea termică între 200—700°C timp de cîteva ore [5].

Acest tratament termic pe lîngă îmbunătățirea rezistențelor mecanice aduce după sine o recuperare de liant.

În acest scop brichetele obținute au fost tratate termic (semicarbonizate) la 400—450°C timp de 4 ore.

Rezistențe bune s-au obținut aplicînd acest tratament brichetelor de semicocs de stuf, de 400°C, cu liant complex (30% gudron + 70% smoală, ambele de gazeificare). Aceste brichete semicarbonizate au rezistențele comparative cu ale mangalului brichetat. Prin semicarbonizarea respectivă se recuperează 40% din liant.

Încercările de post tratament la 900°C timp de 3 ore pe aceleași tipuri de brichete au dat rezultate mai bune.

CONCLUZII

Din examinarea acestei lucrări rezultă :

1. Brichetarea semicocsului de stuf, cu liant, trebuie considerată ca o valorificare energo-chimică a stufului.

2. Brichetarea semicocsului de stuf, cu liant, este o lucrare tehnologic asemănătoare cu a brichetării mangalului.

3. Prin brichetare se obține o concentrare a conținutului caloric al materialului, volumul ocupat de milionul de kcal reducîndu-se la 1/8—1/9 din volumul ocupat de milionul de kcal stuf.

НОВЫЕ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ИСТОЧНИКИ НА ЮГО-ВОСТОКЕ СТРАНЫ

Сообщение II. БРИКЕТИРОВАНИЕ ЧАСТИЧНО ОБУГЛЕННОГО КАМЫША

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В работе описываются возможности комплексного, энергохимического использования камыша и его отходов путем частичного обугливания и последующего брикетирования полученных из них твердых отходов.

Были изучены возможности брикетирования твердых остатков, полученных в результате обугливания камыша при различных температурах при добавлении связующих веществ.

Хорошие результаты были получены при брикетировании отходов, обугленных при 280°, с добавлением связующих веществ из нефтяной смолы, полукокса, полученного при 400° с добавлением смеси связующих, дегтя и смолы (из дестилляции дегтя), полученных путем газеификации.

Полученные брикеты являются концентрированным топливом с небольшим удельным объемом и высокой теплотворности.

Аналогичные результаты можно получить при использовании деревянных опилок или различных сельскохозяйственных отходов (шелуха риса, шелуха подсолнечника, солома и т. д.).

NOUVELLES SOURCES THERMOÉNERGÉTIQUES DANS LE SUD-EST DE LA R. P. ROUMAINE

Note II. LE BRIQUETAGE DU ROSEAU PARTIELLEMENT CARBONISÉ

(RÉSUMÉ)

Les auteurs indiquent les possibilités de mise en valeur complexe, énergo-chimique, du roseau et de ses déchets, par carbonisation partielle suivie du briquetage du résidu solide qui en résulte.

Ils ont étudié les possibilités de briqueter, avec un liant, le résidu solide laissé par la carbonisation du roseau à diverses températures.

Les meilleurs résultats ont été obtenus en briquetant le résidu charbonneux de 280°C avec, pour liant, du goudron de pétrole, et le semi-coke de 400°C avec, pour liant, un mélange de goudron de pétrole et de brai (résidu de la gazéification du goudron de houille).

Les briquettes obtenues de cette manière représentent un combustible concentré, ayant un volume spécifique réduit et un pouvoir calorifique élevé.

On peut obtenir des résultats analogues avec de la sciure de bois ou bien avec différents déchets agricoles (épicarpes de riz ou d'hélianthe, paille hachée, etc.).

BIBLIOGRAFIE

1. M. Gheorghe, *Cercetări privitoare la distilarea şi mangalizarea deşeurilor de exploatare şi industrializare mecanică a lemnului de răşinoase şi foioase.* Analele ICEIL, Ed. tehnică, Bucureşti, 1952, p. 151.
2. S. Jagendorf, *Herstellung von Holzkohlenbrikettes.* Chem. Zentr., 1934, t. II, p. 2637.
3. *** *Herstellung gepresster Formstücke aus Holzkohlen.* Brevet iugoslav, 1934, nr. 11 517; Chem. Zentr., 1935, t. II, p. 2162.
4. Marie-Louise Capitan, *Holzkohlenbriketts.* Brevet francez, 1940, nr. 865 566; Chem. Zentr., 1942, I, p. 1704.
5. L. I. Ţeitlin, *Brichetirovanie derevnougolinoi meloci.* Derevopererabatîvaiuşciaia i lesohimiceskaia promîşlennost, 1954, nr. 3, p. 17—18.
6. F. S. Adelin Chatelin, *Holzkohlenbriketts.* Brevet francez, 1941, nr. 873 045; Chem. Zentr., 1943, t. I, p. 118.

UN CRITERIU SUFICIENT DE STABILITATE BAZAT PE DETERMINAREA APROXIMATIVĂ A POZIȚIEI VALORILOR CARACTERISTICE ALE UNEI MATRICI ÎN PLANUL COMPLEX

DE

M. V. POPOV

1. INTRODUCERE

1.0. În prezenta lucrare se aduce o contribuție la problema localizării valorilor proprii ale unei matrici cu elemente reale, avînd ca obiectiv central problemele de stabilitate.

Lucrarea se situează pe linia unor cercetări inițiate de L. Lévy, în 1881, cercetări în care un rezultat fundamental l-a obținut J. Hadamard [1] și care în ultimul timp sînt continuate pe linia generalizării rezultatelor și a aplicării lor la cele mai diverse probleme de către numeroși cercetători: M. Müller, A. Ostrowski, J. Brenner, A. Brauer, M. Parodi [2], [3], V. V. Dobronravov [4] etc. *)

Față de lucrările menționate, prezenta lucrare se caracterizează prin folosirea unor rezultate obținute de A. M. Liapunov, în legătură cu studiul stabilității [5], [6], [7]. Acest fapt permite obținerea unor rezultate noi. Rezultatele obținute sînt stabilite în cazul, aproape exclusiv întîlnit în aplicații, al matricelor cu elemente reale, deși sînt posibile generalizări și la cazul matricelor cu elemente complexe.

---

*) Lucrarea [2] este o monografie asupra acestui subiect şi conţine principalele rezultate obţinute în această privinţă pînă în anul 1952. Tot aici se poate găsi o listă bibliografică bogată, care poate fi completată cu referinţele bibliografice asupra lucrărilor mai recente, menţionate în lucrările [3], [4].

2. CONDIȚII SUFICIENTE DE STABILITATE. FORMA GENERALĂ

2.1. Fie matricea cu elemente reale $\| a_{ij} \|$. Împreună cu această matrice se consideră sistemul de ecuații diferențiale liniare cu coeficienți constanți

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= a_{11}x_1 + a_{12}x_2 + \ldots + a_{1n}x_n, \\ \dot{x}_2 &= a_{21}x_1 + a_{22}x_2 + \ldots + a_{2n}x_n, \\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ \dot{x}_n &= a_{n1}x_1 + a_{n2}x_2 + \ldots + a_{nn}x_n. \end{aligned} \tag{2.1.1}$$

Condiția necesară și suficientă pentru ca soluțiile sistemului (2.1.1) să fie asimptotic stabile este, după cum se știe, ca valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ să aibă partea reală negativă.

2.2. Fie acum o formă patratică *pozitiv definită* $V(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ avînd matricea $\| b_{ij} \|$. Derivînd forma V „în virtutea sistemului de ecuații" (2.1.1.), se obține o nouă formă patratică $W(x_1, x_2, \ldots, x_n)$, avînd expresia

$$W(x_1, x_2, \ldots, x_n) = \frac{dV}{dt} = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial V}{\partial x_i} \cdot \frac{dx_i}{dt} = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial V}{\partial x_i} (a_{i1}x_1 + a_{i2}x_2 + \ldots + a_{in}x_n). \tag{2.2.1.}$$

Matricea $\| c_{ij} \|$ a formei patratice $W(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ are următoarea expresie

$$\| c_{ij} \| = \| b_{ij} \| \cdot \| a_{ij} \| + \| a'_{ij} \| \cdot \| b_{ij} \|, \quad a'_{ij} = a_{ji}, \tag{2.2.2}$$

care poate fi dedusă cu ușurință (vezi și [8]).

Cu alte cuvinte, $\left\| \frac{c_{ij}}{2} \right\|$ nu este decît partea simetrică a matricei $\| b_{ij} \| \cdot \| a_{ij} \|$.

Evident, atît matricea $\| b_{ij} \|$ cît și matricea $\| c_{ij} \|$ care intervin în (2.2.2) sînt simetrice. Conform unei teoreme binecunoscute, valorile lor caracteristice sînt reale.

2.3. Dacă forma patratică W, definită mai sus, este *negativ definită*, adică dacă valorile caracteristice ale matricei $\| c_{ij} \|$ (2.2.2) sînt negative, atunci, conform unei teoreme a lui A. M. Liapunov [5], [6], [7], sistemul de ecuații (2.1.1) are soluții asimptotic stabile, toate valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ avînd, prin urmare, partea reală negativă.

2.4. Pe de altă parte, pentru ca matricea $\| c_{ij} \|$ să fie negativ definită, sînt suficiente condițiile stabilite de M. Parodi pe baza teoremei lui Hadamard [2], [3]

$$c_{ii} < -\sum_{j=1}^{n}{}' \, | c_{ij} | \; ^*) \quad i = 1, 2, \ldots, n. \tag{2.4.1}$$

---

*) În această relație și pretutindeni în cursul lucrării se notează cu $\sum_{j=1}^{n}{}'$ suma $\sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{n}$

Ţinînd seama de toate cele ce preced, se poate enunţa următoarea

2.5. *Teoremă.* Fiind dată o matrice $\| a_{ij} \|$ cu elementele reale, dacă se poate găsi o matrice simetrică, pozitiv definită astfel încît elementele matricei $\| c_{ij} \|$, date de relaţia (2.2.2), să satisfacă inegalităţile (2.4.1), atunci toate valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ au partea reală negativă.

3. COMPARAŢIE CU CONDIŢIILE NECESARE ŞI SUFICIENTE DE STABILITATE

3.1. Teorema 2.5 exprimă faptul că relaţiile (2.4.1), în condiţiile teoremei, sînt *suficiente* pentru ca soluţiile sistemului de ecuaţii (2.1.1) să fie asimptotic stabile. Aceste condiţii nu sînt, în general, necesare, însă sînt mai simple decît condiţiile necesare şi suficiente. Necesitatea condiţiilor este aici sacrificată în favoarea simplicităţii lor.

Pe de altă parte însă, după cum se va arăta mai jos, este valabilă următoarea propoziţie.

3.2. Oricare ar fi matricea $\| a_{ij} \|$, dacă toate valorile ei caracteristice au partea reală negativă, atunci se poate totdeauna găsi o astfel de matrice $\| b_{ij} \|$ încît condiţiile (2.4.1) să fie satisfăcute.

3.3. Demonstrarea propoziţiei de mai sus este imediată dacă se foloseşte o altă teoremă a lui Liapunov [5], [6], [7], conform căreia, pentru orice matrice $\| a_{ij} \|$ ale cărei valori caracteristice au părţi reale negative, dacă se dă o formă patratică negativ definită arbitrară $W(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ există o singură formă patratică $V(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ care satisface relaţia (2.2.1), iar această formă este pozitiv definită.

3.4. Fie atunci forma patratică negativ definită $W(x_1, x_2, \ldots, x_n)$, avînd matricea coeficienţilor $\| c_{ij} \| = \| -\delta_{ij} \|$. unde δ_{ij} este simbolul lui Kronecker. Conform teoremei lui Liapunov menţionată mai sus 3.3, există o formă patratică pozitiv definită V, de matrice $\| b_{ij} \|$ care satisface relaţia (2.2.1), respectiv (2.2.2).

Pentru matricea $\| c_{ij} \| = \| -\delta_{ij} \|$ inegalităţile (2.4.1) sînt, evident, satisfăcute, astfel încît propoziţia 3.2 este demonstrată.

4. CAZURI PARTICULARE, OBSERVAŢII ŞI APLICAŢII

4.1. Din propoziţia 3.2 rezultă că, printr-o alegere convenabilă a matricei $\| b_{ij} \|$ se poate determina, folosind inegalităţile (2.4.1), întregul domeniu de stabilitate, ca şi cu ajutorul condiţiilor lui Hurwitz, de exemplu. În aplicaţii este însă indicat să se aleagă matricea $\| b_{ij} \|$ într-un mod particular, astfel încît condiţiile (suficiente) de stabilitate, obţinute prin aplicarea teoremei (2.5) să fie cît mai simple. Se vor da mai jos cîteva exemple simple de acest gen.

4.2. Alegînd matricea $\| b_{ij} \| = \| \delta_{ij} \|$, care este o matrice pozitiv definită, relaţia (2.2.2) conduce la

$$\| c_{ij} \| = \| a_{ij} + a_{ji} \|. \tag{4.2.1}$$

Împărțind toate elementele lui $\| c_{ij} \|$ cu 2, se găsește din (4.2.1) că $\left\| \frac{c_{ij}}{2} \right\|$ este tocmai partea simetrică a matricei $\| a_{ij} \|$. Teorema 2.5 are deci următoarea :

4.3. *Consecință.* Dacă sînt îndeplinite inegalitățile

$$a_{ii} < -\sum_{j=1}^{n} \left| \frac{1}{2} (a_{ij} + a_{ji}) \right| \qquad i = 1, 2, \ldots, n \tag{4.3.1}$$

atunci toate valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ au partea reală negativă.

Se regăsește astfel un rezultat cunoscut.

4.4. Matricea $\| b_{ij} \| = \| b'_{ij} \delta_{ij} \|$, unde b'_{ii} sînt numere pozitive arbitrare, este de asemenea o matrice pozitiv definită. Cu relația (2.2.2) se obține în acest caz

$$\| c_{ij} \| = \| b'_{ii} a_{ij} + b'_{ij} a_{ji} \|. \tag{4.4.1}$$

Aplicînd iarăși teorema 2.5 se obține următoarea :

4.5. *Consecință.* Dacă sînt îndeplinite inegalitățile

$$2 b_{ii} a_{ii} < -\sum_{j=1}^{n}{}' \, | b_{ii} a_{ij} + b_{jj} a_{ji} |, \quad i = 1, 2, \ldots, n \tag{4.5.1}$$

unde b_{ii} sînt numere pozitive arbitrare, atunci toate valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ au partea reală negativă.

4.6. *Observație.* În aplicații se întîlnesc cazuri în care valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ trebuie să aibă partea reală pozitivă. Se vede imediat că în teorema 2.5 trebuie să se înlocuiască, în acest caz, inegalitățile (2.4.1) cu inegalitățile

$$c_{ii} > + \sum_{=1}^{n}{}' \, | c_{ij} |, \quad i = 1, 2, \ldots, n. \tag{4.6.1}$$

De asemenea, în consecințele 4.3 și 4.5 inegalitățile (4.3.1) și (4.5.1) trebuie să se modifice în mod analog, obținîndu-se respectiv

$$2 a_{ii} > + \sum_{j=1}^{n}{}' \, | a_{ij} + a_{ji} | \quad i = 1, 2, \ldots, n; \tag{4.6.2}$$

$$2 b_{ii} a_{ii} > + \sum_{j=1}^{n}{}' \, | b_{ii} a_{ij} + b_{jj} a_{ji} |, \quad i = 1, 2, \ldots, n. \tag{4.6.3}$$

4.7. Drept aplicație se va considera următoarea matrice (examinată de M. P a r o d i cu ajutorul unui criteriu mai puțin simplu [3])

$$\begin{vmatrix} 1 & 0{,}3 & 0{,}3 & 0{,}3 & 0{,}2 \\ 0{,}1 & 1 & 0{,}2 & 0{,}2 & 0{,}2 \\ 0{,}1 & 0{,}2 & 1 & 0{,}2 & 0{,}2 \\ 0{,}1 & 0{,}1 & 0{,}1 & 1 & 0{,}1 \\ 0{,}1 & 0{,}3 & 0{,}4 & 0{,}5 & 1 \end{vmatrix} \tag{4.7.1}$$

Se va aplica mai întîi consecința 4.3, ținînd seama de observația 4.6. Inegalitățile (4.6.2) sînt satisfăcute pentru $i = 1, 2, 3$ și 4, însă pentru $i = 5$ se obține semnul egalității între cei doi membri din (4.6.2).

Dacă se aplică însă criteriul (4.6.3), luînd $b'_{11} = b'_{22} = b'_{33} = b'_{44} = 1$ iar $b'_{55} = 1 + \delta$ (δ fiind un număr pozitiv suficient de mic), atunci condițiile sînt îndeplinite ; în consecință, valorile caracteristice ale matricei (4.7.1) au partea reală pozitivă *).

5. PRECIZAREA DOMENIULUI ÎN CARE SÎNT SITUATE VALORILE PROPRII

5.1. S-au stabilit mai sus o serie de rezultate privitoare la poziția valorilor caracteristice, în planul complex, față de axa valorilor imaginare $Rez = 0$. Metoda folosită poate fi însă extinsă astfel încît să se obțină informații mai precise asupra poziției valorilor caracteristice în planul complex. Această extensiune se efectuează mai jos.

5.2. Alături de matricea $\| a_{ij} \|$ și sistemul de ecuații diferențiale corespunzător (2.1.1), se va considera matricea $\| a_{ij} + \delta_{ij} P \|$, unde P este un număr, iar δ_{ij} simbolul lui Kronecker — precum și sistemul de ecuații diferențiale corespunzător, analog sistemului (2.1.1).

Repetînd operațiile de la punctul 2.2 pentru matricea $\| a_{ij} + \delta_{ij} P \|$, se obține pentru matricea $\| c'_{ij} \|$ a lui $W(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ expresia

$$\| c'_{ij} \| = \| b_{ij} \| \cdot \| a_{ij} \| + \| a'_{ij} \| \cdot \| b_{ij} \| + P \| b_{ij} \| = \| c_{ij} \| + \| b_{ij} P \|, \qquad (5.2.1)$$

unde c_{ij} sînt elementele matricei definite prin relația (2.2.2.)

5.3. Considerînd forma matricei $\| c'_{ij} \|$ și observînd că matricea $\| b_{ij} \|$ este pozitiv definitivă, se vede că, dacă P tinde către $-\infty$, toate valorile caracteristice ale matricei devin negative, iar dacă P tinde către $+\infty$, toate valorile proprii devin pozitive. Pe de altă parte, valorile caracteristice sînt funcții continue de P. Există deci un număr M care are proprietatea că pentru orice $P < M$ valorile caracteristice ale matricei $\| c'_{ij} \|$ sînt negative. În virtutea teoremei lui Liapunov folosită și la punctul 2, valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} + \delta_{ij} P \|$ vor avea partea reală negativă pentru orice $P < M$. Însă dacă $\rho_1, \rho_2 \ldots \rho_n$ sînt valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} + \delta_{ij} P \|$ sînt $\rho_1 + P, \rho_2 + P, \ldots \rho_n + P$. Cum toate aceste valori au parte reală negativă dacă $P < M$, rezultă că

$$Re\ \rho_i \leqslant -M, \qquad i = 1, 2 \ldots n. \qquad (5.3.1)$$

---

*) În locul criteriului (4.6.3) s-ar fi putut aplica mai sus teorema lui O. Taussky [2]. Dacă însă în (4.7.1) se înlocuiește elementul $a_{45} = 0{,}1$ cu $a_{45} = 0{,}2$, teorema lui Taussky nu mai este aplicabilă. În schimb, criteriul (4.6.3) conduce la rezultat dacă se ia, de exemplu $b'_{11} = b'_{22} = b'_{33} = b'_{44} = 1$, iar $b'_{55} = 1{,}2$. Părțile reale ale valorilor caracteristice ale matricei (4.6.1) rămîn deci pozitive și după înlocuirea considerată a elementului a_{45}.

5.4. Se consideră acum matricea $\| - a_{ij} - \delta_{ij} P \|$, ale cărei valori caracteristice sînt $-\rho_1 - P, -\rho_2 - P, \ldots, -\rho_n - P$. Se repetă operațiile de la 5.3, obținîndu-se

$$\| c''_{ij} \| = \| - c_{ij} - b_{ij} P \|. \tag{5.4.1}$$

Există deci un număr m astfel încît dacă $P > m$ toate valorile caracteristice ale matricei (5.4.1) sînt negative. Ca urmare expresiile $-\rho_1 - P, \ldots, \ldots, -\rho_n - P$ au partea reală negativă pentru $P > m$.

Cu alte cuvinte

$$Re\, \rho_i \geqslant - m. \tag{5.4.2}$$

În sfîrșit se obține următorul rezultat :

5.5. Valorile caracteristice ρ_i ale matricei $\| a_{ij} \|$ satisfac inegalitățile

$$- m \leqslant Re\, \rho_i \leqslant - M, \tag{5.5.1}$$

unde numărul M este cel mai mare număr care are proprietatea că valorile caracteristice ale matricei $\| c_{ij} + b_{ij} P \|$ sînt negative pentru $P < M$, iar m este cel mai mic număr cu proprietatea că valorile caracteristice ale matricei $\| - c_{ij} - b_{ij} P \|$ sînt negative pentru $P < m$. În aceste matrici $\| b_{ij} \|$ este o matrice simetrică pozitiv definită oarecare, iar $\| c_{ij} \|$ este matricea simetrică definită prin relația (2.2.2).

5.6. Luînd, în particular, $b_{ij} = \delta_{ij}$, caz în care M și m capătă semnificații simple *), inegalitățile (5.5.1) atrag următoarea consecință cunoscută :

Părțile reale ale valorilor caracteristice ale unei matrici oarecare $\| a_{ij} \|$ sînt situate în intervalul închis cuprins între cea mai mare și cea mai mică dintre valorile caracteristice ale părții simetrice a matricei $\| a_{ij} \|$.

5.7. Pentru determinarea numerelor m și M ar trebui rezolvată o problemă care, în general, nu este mai simplă decît problema inițială. Numerele m și M pot fi însă evaluate într-un mod simplu, folosindu-se condițiile suficiente ale lui M. P a r o d i [2], [3]. Ca urmare M va fi cel mai mare număr pentru care, dacă $P < M$, sînt îndeplinite inegalitățile

$$c_{ii} + b_{ii} P < - \sum_{j=1}^{n}{}' | c_{ij} + b_{ij} P |, \quad i = 1, 2, \ldots, n, \tag{5.7.1}$$

iar m cel mai mic număr pentru care, dacă $P > m$,

$$c_{ii} + b_{ii} P > \sum_{j=1}^{n}{}' | c_{ij} + b_{ij} P |, \quad i = 1, 2, \ldots, n. \tag{5.7.2}$$

*) M și m sînt, în acest caz, cea mai mare, respectiv cea mai mică dintre valorile caracteristice ale părții simetrice a matricei $\| a_{ij} \|$.

Rezultatele de mai sus pot fi formulate în modul următor :

5.8. *Teoremă.* Dacă există două numere M' și m', astfel încît să fie satisfăcute inegalitățile

$$c_{ii} + b_{ii}M' < -\sum_{j=1}^{n}{}' \mid c_{ij} + b_{ij}M' \mid, \quad i = 1, 2, \ldots, n, \tag{5.8.1}$$

$$c_{ii} + b_{ii}m' > \sum_{j=1}^{n}{}' \mid c_{ij} + b_{ij}m' \mid, \quad i = 1, 2, \ldots, n, \tag{5.8.2}$$

unde $\| b_{ij} \|$ este o matrice simetrică, pozitiv definită, oarecare, iar $\| c_{ij} \|$ este dat de relația (2.2.2), atunci valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ sînt cuprinse în domeniul

$$-m' < Re\,\rho < -M'. \tag{5.8.3}$$

5.9. O condiție suficientă pentru ca numerele M' și m' care intervin în teorema 5.8 să existe este dată de inegalitățile

$$b_{ii} > \sum_{j=1}^{n}{}' \mid b_{ij} \mid, \quad i = 1, 2, \ldots, n. \tag{5.9.1}$$

Într-adevăr, în acest caz, inegalitatea (5.8.1) este sigur îndeplinită dacă M' tinde către $+\infty$, iar inegalitatea (5.8.2) este îndeplinită dacă m' tinde către $-\infty$.

5.10. Dacă se introduc mărimile $\varepsilon_{ij}(P)$, avînd semnificația

$$\begin{aligned} &\varepsilon_{ij}(P) = +1 \quad \text{dacă} \quad c_{ij} + b_{ij}P > 0, \\ &\varepsilon_{ij}(P) = 0 \quad \text{dacă} \quad c_{ij} + b_{ij}P = 0, \\ &\varepsilon_{ij}(P) = -1 \quad \text{dacă} \quad c_{ij} + b_{ij}P < 0, \end{aligned} \tag{5.10.1}$$

inegalitățile (5.8.1) și (5.8.2) dau

$$M' < \frac{-c_{ii} - \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{ij}(M')\, c_j}{b_{ii} + \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{ij}(M')\, b_{ij}}, \quad i = 1,2, \ldots, n, \tag{5.10.2}$$

$$m' > \frac{-c_{ii} + \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{ij}(m')\, c_j}{b_{ii} - \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{ij}(m')\, b_{ij}}, \quad i = 1,2, \ldots, n. \tag{5.10.3}$$

Teorema 5.8 are, prin urmare, următoarea

5.11. *Consecință.* Dacă M și m sînt, cel mai mare, respectiv cel mai mic număr satisfăcînd ecuațiile

$$M \leqslant \frac{-c_{ii} - \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{ij}(M)\, c_{ij}}{b_{ii} + \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{ij}(M)\, b_{ij}}, \quad i = 1, 2, \ldots, n, \tag{5.11.1}$$

$$m \geqslant \frac{-c_{ii} + \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{j}(m)\, c_{ij}}{b_{ii} - \sum_{j=1}^{n}{}' \varepsilon_{ij}(m)\, b_{ij}}, \quad i = 1, 2, \ldots, n, \tag{5.11.2}$$

unde $\| b_{ij} \|$ și $\| c_{ij} \|$ au aceeași semnificație ca în teorema 5.8 iar ε_{ij} au semnificația dată de (5.10.1), atunci valorile caracteristice ale matricei $\| a_{ij} \|$ satisfac inegalitățile

$$-m \leqslant Re\ \rho \leqslant -M. \tag{5.11.3}$$

5.12. În cazul general, ecuațiile (5.11.1) și (5.11.2) trebuie rezolvate prin încercări, datorită prezenței factorilor ε_{ij} în partea dreaptă a ecuației. Există însă cazuri în care M și m pot fi determinați direct din relațiile (5.11.1) și (5.11.2). Acest lucru se poate face, de exemplu, în cazul $b_{ij} = \delta_{ij}$. Astfel se găsește, în cazul matricei (4.6.1), domeniul

$$0 < Re\ \rho_i \leqslant 2\ ^{*}). \tag{5.12.1}$$

★

Prin îmbinarea unor teoreme ale lui A. M. Liapunov cu rezultatele obținute pe baza teoremei lui Hadamard, privitor la localizarea valorilor proprii în planul complex, s-au obținut în prezenta lucrare noi rezultate în acest din urmă domeniu.

Este de observat că toate generalizările existente ale teoremei lui Hadamard pot fi combinate cu prezenta metodă în scopul unei mai bune determinări a domeniului din planul complex în care sînt situate valorile proprii.

Pe de altă parte, după cum se va arăta ulterior, rezultatele de mai sus pot servi la obținerea unor condiții suficiente pentru stabilitatea soluțiilor unor sisteme neliniare de ecuații diferențiale.

ДОСТАТОЧНЫЙ КРИТЕРИЙ УСТОЙЧИВОСТИ, ОСНОВАННОЙ НА ПРИБЛИЖЕННОМ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПОЛОЖЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИХ ЗНАЧЕНИЙ ОДНОЙ МАТРИЦЫ В КОМПЛЕКСНОЙ ПЛОСКОСТИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

На основании некоторых теорем А. М. Ляпунова были найдены новые результаты, касающиеся положения характеристических значений в комплексной плоскости, в плане исследований, проведенных Хадамардом,

*) Cazul $\mathcal{R}e\ \rho_i = 0$ este exclus, conform raționamentelor de la punctul 4.7.

Островским, Пароди и др. Рассматриваются лишь квадратные матрицы с реальными элементами, и учитываются, главным образом, приложения к задаче устойчивости.

Главные результаты приведены в теоремах 2.5 и 5.8.

UN CRITÉRIUM DE STABILITÉ SUFFISANT, BASÉ SUR LA DÉTERMINATION APPROXIMATIVE DE LA POSITION DES VALEURS CARACTÉRISTIQUES D'UNE MATRICE DANS LE PLAN COMPLEXE

(RÉSUMÉ)

Se fondant sur certains théorèmes d'A. M. Liapounov, l'auteur trouve de nouveaux résultats, ayant trait à la position des valeurs caractéristiques dans le plan complexe, dans le sens des recherches de Hadamard-Ostrowski-Parodi, etc. L'auteur ne s'occupe que des matrices carrées aux éléments réels et souligne, tout spécialement, les applications au problème de la stabilité.

Les principaux résultats sont déduits des théorèmes 2.5 et 5.8.

BIBLIOGRAFIE

1. J. Hadamard, *Leçons sur la propagation des ondes.* 1903, p. 13.
2. M. Parodi, *Sur quelques propriétés des valeurs caractéristiques des matrices carrées.* Memorial des Sciences mathématiques, 1952, fasc. 118.
3. — *L problème de la localisation des valeurs caractéristiques des matrices dans le plan complexe et les critères de stabilité de fonctionnement des machines mathématiques analogiques.* L'Onde Electrique 1956, t. 36, nr. 353—354 p. 753—761.
4. V. V. Dobronravov, *O postroenii dostatocinîh criteriev ustoicivosti.* Avtomatica i Telemehanica, 1956, t. XVII, nr. 3, p. 211—216.
5. A. M. Liapunov, *Obşciaia zadacia ob ustoicivosti dvijeniia — 1892.* Gostehizdat, Moscova, 1950.
6. I. G. Malkin, *Teoriia ustoicivosti dvijeniia* cap. I şi II., Gostehizdat, Moscova-Leningrad, 1952.
7. A. Halanay, *Introducere în teoria calitativă a ecuaţiilor diferenţiale.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1956.
8. Wolfgang Hahn, *Eine Bemerkung zur zweiten Methode von Ljapunov.* Mathematische Nachrichten, 1955, t. 14, p. 4—6.
9. Vera Myller-Lebedev, *Lecţii de algebră.* Ed. Acad. R.P.R., 1953.

ECUAŢIILE OPERAŢIONALE ALE UNOR MAŞINI ELECTRICE ROTATIVE

DE

F. MANEA

INTRODUCERE

Unitatea teoriei maşinilor electrice a fost exprimată sub diverse aspecte de numeroşi autori. Astfel, sub aspectul ecuaţiilor operaţionale, după cum se menţionează în literatură, ecuaţiile maşinii de curent continuu cu două axe de simetrie magnetică şi două perechi de perii colectoare sînt totodată ecuaţiile maşinii de curent alternativ cu cîmp învîrtitor, în sistemul de coordonate d, q [1], [2].

Se observă uşor că fiecărui sistem de coordonate, îi corespunde fizic o anumită categorie de maşină electrică. Astfel, dacă sistemul de coordonate d, q corespunde fizic maşinii de curent continuu, sistemul α, β, 0 corespunde maşinii bifazate de curent alternativ, sistemul a, b, c maşinii trifazate etc. Fiecare sistem de coordonate corespunzînd fizic unei anumite categorii de maşină electrică este un sistem echivalent pentru alte maşini electrice.

În prezenta lucrare, după o deducere simplă a ecuaţiilor operaţionale ale maşinii de curent continuu, ca relaţii explicite între tensiuni, curenţi şi impedanţele operaţionale, se vor efectua schimbări ale variabilelor în vederea obţinerii ecuaţiilor operaţionale pentru alte coordonate, utilizate în special la studiul maşinilor de curent alternativ.

Trecerea de la un sistem de coordonate la altul, prin transformări liniare, folosind teoria generală a calculului tensorial ca metodă de scriere, este indiscutabil necesară şi avantajoasă în demonstraţii sau în consideraţii de ordin calitativ, general.

În literatură au apărut numeroase studii de utilizarea metodei tensoriale la studiul transformării coordonatelor ecuaţiilor maşinilor electrice. În cele ce urmează, vom utiliza calculul matricial numai ca metodă de scriere a sistemelor de ecuaţii. Schimbarea coordonatelor se va face, folosind meto-

dele algebrice simple, mai accesibile, sau cel mult metodele matriciale ale circuitelor statice. Pentru aceasta însă, va trebui să se țină seama numai de anumite reguli ale calculului operațional.

ECUAȚIILE DIFERENȚIALE (DE TENSIUNI) ALE MAȘINII DE CURENT CONTINUU

Considerăm o mașină electrică de curent continuu cu trei înfășurări statorice (f, kd, kq), avînd axele în cele două planuri de simetrie magnetică și două perechi de perii colectoare, schematizată ca în figura 1.

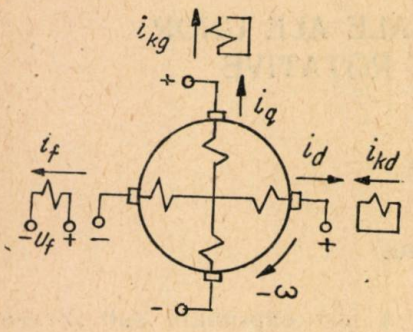


Fig. 1

Repartiția spațială în întrefier a cîmpului de inducție magnetică nefiind sinusoidală, vom lua în considerare numai armonica fundamentală corespunzătoare mașinii ideale. Fluxul magnetic corespunzător (ψ), avînd proprietăți vectoriale [3], [4], [5], se va scrie ca vector în planul complex, în funcție de componentele sale longitudinale (ψ_d) și transversale (ψ_q) conform expresiei

$$\bar{\psi} = \psi_d + j\,\psi_q. \tag{1}$$

Datorită rotației cu viteza unghiulară $-\omega$ se vor induce în înfășurarea rotorului tensiuni electromotoare care vor fi culese la perii. Rotirea spirelor față de cîmp, fiind echivalentă cu rotirea cîmpului radial în sens contrar față de spire, vectorul tensiunii electromotoare totale care va lua naștere se va determina ușor ca derivată în raport cu timpul a fluxului rotitor

$$\bar{\psi} = (\psi_d + j\,\psi_q)\,e^{j\alpha} \text{ pentru } \alpha = \omega t = 0.$$

Vom avea deci

$$\bar{e} = -\lim \frac{d\bar{\psi}}{dt} = -\lim \left[\left(\frac{d\psi_d}{dt} + j\frac{d\psi_q}{dt}\right) e^{j\alpha} + j\omega\,(\psi_d + j\,\psi_q)\,e^{j\alpha}\right]_{\alpha\to 0} =$$

$$= -\frac{d\psi_d}{dt} + \omega\,\psi_q - j\left(\frac{d\psi_q}{dt} + \omega\,\psi_d\right). \tag{2}$$

Ca vector în planul complex, tensiunea electromotoare se va scrie analog, în funcție de componentele sale din cele două înfășurări, $\bar{e} = e_d + je_q$.

Prin identificare rezultă

$$\begin{aligned} e_d &= -\frac{d\psi_d}{dt} + \omega\psi_q, \\ e_q &= -\frac{d\psi_q}{dt} - \omega\,\psi_d. \end{aligned} \tag{3}$$

Au apărut astfel în mod simplu, distinct, componentele de inducție prin pulsație (statice) $-\frac{d\psi_d}{dt}$ și $-\frac{d\psi_q}{dt}$ și cele de inducție prin rotație $\omega\psi_q$ și $-\omega\psi_d$. Dacă se va ține seama de căderile de tensiune în rezistența R a înfășurării rotorice măsurată între două perii, tensiunile la bornele mașinii ca generator vor fi

$$\begin{aligned} U_d &= -\frac{d\psi_d}{dt} + \omega\psi_q - Ri_d, \\ U_q &= -\frac{d\psi_q}{dt} - \omega\psi_d - Ri_q. \end{aligned} \tag{4}$$

Ecuațiile diferențiale referitoare la stator se scriu în felul următor:

$$\begin{aligned} U_f &= \frac{d\psi_f}{dt} + R_f \cdot i_f, \\ 0 &= \frac{d\psi_{fd}}{dt} + R_{kd} \cdot i_{kd}, \\ 0 &= \frac{d\psi_q}{dt} + R_{kq} \cdot i_{kq}. \end{aligned} \tag{5}$$

Relațiile dintre fluxuri și curenți se scriu de asemenea simplu, dacă mașina funcționează nesaturat, ca relații liniare, prin intermediul inductanțelor proprii (L) și mutuale (M).

Folosind mărimi „raportate", rezultă

$$\begin{aligned} \psi_d &= L_d \cdot i_d - M_d (i_f + i_{kd}), \\ \psi_q &= L_q \cdot i_q + M_q \cdot i_{kq}, \\ \psi_f &= L_f \cdot i_f - M_d (i_d - i_{kd}), \\ \psi_{kd} &= L_{kd} \cdot i_{kd} - M_d (i_d - i_f), \\ \psi_{kq} &= L_{kq} \cdot i_{kq} + M_q \cdot i_q. \end{aligned} \tag{6}$$

ECUAȚIILE OPERAȚIONALE ALE MAȘINII DE CURENT CONTINUU

Dacă se aplică transformata Laplace ecuațiilor (4) și (5), la care s-au substituit în prealabil fluxurile din sistemul (6), se obține, pentru condiții inițiale nule, sistemul operațional

$$\begin{vmatrix} -U_d(p) \\ -U_q(p) \\ U_f(p) \\ \\ \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R + pL_d & -\omega L_q & -pM_d & -pM_d & -\omega M_q \\ \omega L_d & R + pL_q & -\omega M_d & -\omega M_d & pM_q \\ -pM_d & & R_f + pL_f & pM_d & \\ -pM_d & & pM_d & R_{.d} + pL_{.d} & \\ & pM_q & & & R_{.q} + pL_{.q} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} i_d(p) \\ i_q(p) \\ i_f(p) \\ i_{.d}(p) \\ i_{.q}(p) \end{vmatrix} \tag{7}$$

Dacă în momentul inițial curentul de excitație nu este nul, ci are o valoare i_{f0} corespunzătoare tensiunii $U_{f0} = R_f \cdot i_{f0}$ vom scrie

$$U_f = U_{f0} + \Delta U_f \text{ și } i_f = i_{f0} + \Delta i_f,$$

în care ΔU_f reprezintă variația tensiunii electromotoare a circuitului de excitație datorită acțiunii eventuale a reglajului.

În acest caz, sistemul (7) devine

$$\begin{vmatrix} -U_d(p) \\ \frac{E}{p} - U_q(p) \\ \Delta U_f(p) \\ \\ \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R + pL_d & -\omega L_q & -pM_d & -pM_d & -\omega M_q \\ \omega L_d & R + pL_q & -\omega M_d & -\omega M_d & pM_q \\ -pM_d & & R_f + pL_f & pM_d & \\ -pM_d & & pM_d & R_d + pL_{kd} & \\ & pM_q & & & R_q + pL_q \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} i_d(p) \\ i_q(p) \\ \Delta i_f(p) \\ i_{kd}(p) \\ i_q(p) \end{vmatrix} \tag{8}$$

S-a notat prin $E = \omega M_d \cdot i_{f0}$ tensiunea electromotoare inițială de mers în gol. Dacă se elimină curenții statorici, Δi_f, i_{kd}, i_{kq}, se obțin următoarele ecuații ale curenților rotorici

$$\begin{vmatrix} pG(p) \cdot \Delta U_f(p) - U_d(p) \\ \frac{E}{p} + \omega G(p) \cdot \Delta U_f(p) - U_q(p) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R + pL_d(p) & -\omega L_q(p) \\ \omega L_d(p) & R + pL_q(p) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} i_d(p) \\ i_q(p) \end{vmatrix} \tag{9}$$

S-a notat

$$L_d(p) = L_d \frac{1 + \left[\frac{L_f}{R_f}\left(1 - \frac{M_d^2}{L_f \cdot L_d}\right) + \frac{L_d}{R_d}\left(1 - \frac{M_d^2}{L_d L_d}\right)\right] \cdot p + \dots}{1 + \left(\frac{L_f}{R_f} + \frac{L_d}{R_d}\right) \cdot p + \dots}$$

$$\dots \frac{+\left[\left(1 - \frac{M_d^2}{L_f L_d}\right)\left(1 - \frac{M_d^2}{L_d L_d}\right) - \frac{M_d^2}{L_f L_{kd}}\left(1 - \frac{M_d}{L_d}\right)^2\right] \frac{L_f L_d}{R_f R_{kd}} \cdot p^2}{+\left(1 - \frac{M_d^2}{L_f L_d}\right) \frac{L_f L_d}{R_f R_d} \cdot p^2} =$$

$$= L_d \frac{1 + (T_f' + T_{kd}') \cdot p + T_f' T_{kd}' \sigma' \cdot p^2}{1 + (T_f + T_d) \cdot p + T_f T_{kd} \sigma \cdot p^2} = L_d \frac{(1 + T_d' \cdot p)(1 + T_d'' \cdot p)}{(1 + T_{d0}' \cdot p)(1 + T_{d0}'' \cdot p)},$$

$$L_q(p) = L_q \frac{1 + \left(1 - \frac{M_q^2}{L_q L_q}\right) \frac{L_q}{R_q} \cdot p}{1 + \frac{L_q}{R_q} \cdot p} = L_q \frac{1 + T_q' \cdot p}{1 + T_q \cdot p},$$

$$G(p) = \frac{M_d}{R_f} \frac{1 + \frac{L_d - M_d}{R_d} \cdot p}{1 + \left(\frac{L_f}{R_f} + \frac{L_d}{R_{kd}}\right) \cdot p + \left(1 - \frac{M_d^2}{L_f L_d}\right) \frac{L_f L_{kd}}{R_f R_{kd}} \cdot p^2} =$$

$$= \frac{M_d}{R_f} \frac{1 + T'_{kd} \cdot p}{1 + (T_f + T_{kd}) \cdot p + T_f T_{kd} \sigma \cdot p^2} = \frac{M_d}{R_f} \frac{1 + T'_{kd} \cdot p}{\left(1 + T'_{d0} \cdot p\right)\left(1 + T''_{d0} \cdot p\right)}.$$

Dacă în sistemul (8) se consideră $\omega = 0$, punînd în evidență inductanțele de dispersiune (λ), se obține

$$\begin{aligned} -U_d &= (R + p\lambda_d)\, i_d + pM_d\,(i_d - \Delta i_f - i_{kd}), \\ \Delta U_f &= (R_f + p\lambda_f)\, \Delta i_f + pM_d\,(i_{kd} + \Delta i_f - i_d), \\ 0 &= (R_{kd} + p\lambda_{kd})\, i_{kd} + pM_d\,(i_{kd} + \Delta i_f - i_d), \\ -U_q &= (R + p\lambda_q)\, i_q + pM_q\,(i_{kq} + i_q), \\ 0 &= (R_{kq} + p\lambda_{kq})\, i_{kq} + pM_q\,(i_q + i_{kq}). \end{aligned} \tag{10}$$

În sistemul (10) se recunosc imediat ecuațiile rețelelor din figura 2, *a* și *b*.

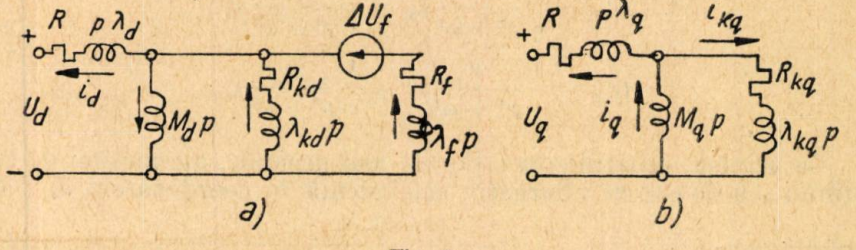


Fig. 2

Pentru $\omega = 0$ sistemul (9) devine

$$\begin{aligned} pG(p)\,\Delta U_f(p) - U_d(p) &= [R + pL_d(p)]\, i_d(p), \\ -U_q(p) &= [R + pL_q(p)]\, i_q(p). \end{aligned} \tag{11}$$

Dacă $\Delta U_f(p) = 0$, rezultă $R + pL_d(p) = -\frac{U_d(p)}{id(p)}$.

Dacă $i_d(p) = 0$, rezultă $pG(p) = \frac{U_d(p)}{\Delta U_f(p)}$.

De asemenea, $R + pL_q(p) = -\frac{U_q(p)}{i_q(p)}$.

În consecință schemele din figura 2 *a* și *b*, ne oferă sugestiv [1], [6], semnificația și expresiile mărimilor $L_d(p)$, $L_q(p)$ și $G(p)$.

Ecuațiile (9) deduse pentru mașina de curent continuu, după cum se observă ușor, sînt totodată ecuațiile operaționale în coordonatele d, q ale mașinii de curent alternativ cu cîmp învîrtitor conectată eventual prin impedanțe serie inductive (în absența componentelor homopolare).

Pentru cazul mai general cînd circuitul indus conține, în interior, capacități serie, ecuațiile operaționale se pot obține prin același procedeu, folosind reprezentarea vectorială în planul complex și a tensiunii capacitive

$$\overline{U}_c = (U_{cd} + jU_{cq}) \cdot e^{j\omega t}. \tag{12}$$

Vom avea analog

$$\overline{i} = i_d + j\, i_q = \lim \cdot\, C \frac{d\,\overline{U}_c}{dt}_{t\to 0} \to C\,(pU_{cd} + jpU_{cq} + j\omega U_{cd} - \omega\, U_{cq}). \tag{13}$$

Rezultă

$$\begin{aligned} i_d &= C\,(pU_{cd} - \omega\, U_{cq}), \\ i_q &= C\,(pU_{cq} + \omega\, U_{cd}). \end{aligned} \tag{14}$$

Rezolvînd ecuațiile (14) în raport cu tensiunile se obține

$$\begin{aligned} U_{cd} &= \frac{1}{c}\frac{p}{p^2+\omega^2} i_d + \frac{1}{c}\frac{\omega}{p^2+\omega^2} i_q \\ U_{cq} &= \frac{1}{c}\frac{p}{p^2+\omega^2} i_q - \frac{1}{c}\frac{\omega}{p^2+\omega^2} i_d\,. \end{aligned} \tag{15}$$

Cu acestea, ecuațiile operaționale mai generale, ale mașinii de curent continuu sau de curent alternativ echivalentă în coordonatele d, q devin

$$\begin{vmatrix} p\,G(p)\;\Delta U_f(p) - U_d(p) \\ \frac{E}{p} + \omega\; G(p)\Delta U_f(p) - U_q(p) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R + pL_d(p) + \frac{1}{c}\frac{p}{p^2+\omega^2} & \frac{1}{c}\frac{\omega}{p^2+\omega^2} - \omega L_q(p) \\ -\frac{1}{c}\frac{\omega}{p^2+\omega^2} + \omega L_d(p) & R + pL_q(p) + \frac{1}{c}\frac{p}{p^2+\omega^2} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} i_d(p) \\ i_q(p) \end{vmatrix}$$

Obținerea acestor ecuații pornind de la mașina trifazată prin schimbarea variabilelor (7), sau utilizînd metode tensoriale (8) este mult mai greoaie.

EXPRESIA CUPLULUI ELECTROMAGNETIC MOTOR

Dacă reținem partea reală, $Re\ldots$, a expresiei $\overline{U}\overline{i}^*$ rezultă puterea generată

$$P_g = Re\,(\overline{U}\overline{i}^*) = Re\,(U_d + j\,U_q)\,(i_d - ji_q) = U_d\, i_d + U_q\, i_q. \tag{16}$$

Substituind U_d și U_q din sistemul (4) se obține

$$P_g = -\frac{d\psi_d}{dt} i_d - \frac{d\psi_q}{dt} i_q - R\,(i_d^2 + i_q^2) + \omega\,(\psi_d \cdot i_d - \psi_d \cdot i_q).$$

În consecință, cuplul electromagnetic motor va fi dat de expresia

$$Cm = \psi_d \cdot i_q - \psi_q \cdot i_d = (L_d - L_q)\, i_d \cdot i_q - M_d\,(i_f + i_{kd})\, i_q - M_q i_{kd}\, i_d \quad (17)$$

ECUAȚIILE OPERAȚIONALE ALE MAȘINII DE CURENT ALTERNATIV

Coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanți

Vectorii reprezentativi ai fluxurilor ($\bar{\psi}^+$) tensiunilor magnetomotoare (curenților $\bar{i}^+$) și tensiunilor electromotoare ($\bar{U}^+$) exprimați în raport cu axa circuitului rotoric conectat diametral la inele colectoare, antrenat în mișcare de rotație uniformă cu viteza $-\omega$ se pot exprima cu ajutorul componentelor din direcțiile axelor de simetrie magnetică statorice conform ecuațiilor

$$\bar{\psi}^+ = \frac{\psi_d + j\,\psi_q}{\sqrt{2}}\, e^{j(\omega t + \theta_0)},$$

$$\bar{i}^+ = \frac{i_d + j\,i_q}{\sqrt{2}}\, e^{j(\omega t + \theta_0)}, \quad (18)$$

$$\bar{U}^+ = \frac{U_d + j\,U_q}{\sqrt{2}}\, e^{j(\omega t + \theta_0)}.$$

Asociind mărimile conjugate celor anterioare, definite de ecuațiile (19) se obțin noi coordonate :

$$\bar{\psi}^- = \frac{\psi_d - j\,\psi_q}{\sqrt{2}}\, e^{-j(\omega t + \theta_0)},$$

$$\bar{i}^- = \frac{i_d - j\,i_q}{\sqrt{2}}\, e^{-j(\omega t + \theta_0)}, \quad (19)$$

$$\bar{U}^- = \frac{U_d - j\,U_q}{\sqrt{2}}\, e^{-j(\omega t + \theta_0)}.$$

Coeficienții $\frac{1}{\sqrt{2}}$ s-au ales pentru ca puterea în noile coordonate să fie un invariant fără coeficient de proporționalitate.

Aplicarea transformatei Laplace conduce la relații de forma (20) :

$$U^{+}(p) = \frac{U_d(p-j\omega) + jU_q(p-j\omega)}{\sqrt{2}} e^{j\theta_0}$$
$$U^{-}(p) = \frac{U_d(p+j\omega) - jU_q(p+j\omega)}{\sqrt{2}} e^{-j\theta_0}. \tag{20}$$

O schimbare potrivită a argumentului funcțional în fiecare ecuație, conduce la sistemul

$$\begin{vmatrix} U^{+}(p+j\omega)\cdot e^{-j\theta_0} \\ U^{-}(p-j\omega)\cdot e^{j\theta_0} \end{vmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2}} \begin{vmatrix} 1 & j \\ 1 & -j \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} U_d(p) \\ U_q(p) \end{vmatrix} \tag{20'}$$

Pentru funcțiile de timp (originale) versorul de rotație s-a atașat noilor mărimi, multiplicîndu-le și dispărînd astfel din matricea de conexiune. În funcțiile operaționale, aceasta corespunde schimbării argumentului operațional.

Transformarea inversă corespunde sistemului

$$\begin{vmatrix} U_d(p) \\ U_q(p) \end{vmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2}} \begin{vmatrix} 1 & 1 \\ -j & j \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} U^{+}(p+j\omega)\cdot e^{-j\theta_0} \\ U^{-}(p-j\omega)\cdot e^{j\theta_0} \end{vmatrix} \tag{21}$$

Adoptînd și pentru curenți aceiași matrice de conexiune, „unitară" (inversa este egală cu adjuncta), ecuațiile operaționale (16) se transformă, folosind metode matriciale sau algebrice simple de schimbare a variabilelor, în ecuațiile

$$\begin{vmatrix} (p+j\omega)\frac{G(p)}{\sqrt{2}}\Delta U_f(p)\cdot e^{j\theta_0} + E_0^{+}(p+j\omega) - U^{+}(p+j\omega) \\ (p-j\omega)\frac{G(p)}{\sqrt{2}}\Delta U_f(p)\cdot e^{-j\theta_0} + E_0^{-}(p-j\omega) - U^{-}(p-j\omega) \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} R + (p+j\omega)\cdot L_m(p) + \frac{1}{c}\frac{1}{p+j\omega} & (p+j\omega)\cdot \Delta L(p)\cdot e^{2j\theta_0} \\ (p-j\omega)\cdot \Delta L(p)\cdot e^{-2j\theta_0} & R + (p-j\omega)L_m(p) + \frac{1}{c}\frac{1}{p-j\omega} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} i^{+}(p+j\omega) \\ i^{-}(p-j\omega) \end{vmatrix} \tag{22}$$

S-a notat $E_0^{+}(p+j\omega) = \frac{j}{\sqrt{2}}\frac{E}{p}$, $E_0^{-}(p-j\omega) = \frac{-j}{\sqrt{2}}\frac{E}{p}$,

$$L_m(p) = \frac{L_d(p)+L_q(p)}{2}, \qquad \Delta L(p) = \frac{L_d(p)-L_q(p)}{2}.$$

Relativ la curenții înfășurărilor statorice, nu se consideră utilă o schimbare a coordonatelor.

Coordonatele fazelor mașinii bifazate (α, β)

Dacă vectorii reprezentativi rezultanți (+, —) se exprimă analitic prin componentele lor ortogonale, se obțin coordonatele a căror corespondență fizică o găsim la mașina bifazată. În acest caz periile colectoare ale mașinii schematizată în figura 1 trebuie considerate rigide la rotor, legătura exterioară făcîndu-se prin inele colectoare.

Noile coordonate (α, β) se vor defini deci, conform ecuațiilor

$$\begin{vmatrix} \psi^+ \\ \psi^- \end{vmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2}} \begin{vmatrix} 1 & j \\ 1 & -j \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \psi_\alpha \\ \psi_\beta \end{vmatrix}$$

Pentru curenți și tensiuni, matricea de conexiune va fi aceeași ca și pentru fluxuri.

Deoarece ecuațiile operaționale ca relații între tensiuni, curenți și impedanțe operaționale [10], [11], sînt mai complicate ca cele deduse anterior, nu vom explicita acest caz.

Coordonatele fazelor mașinii trifazate

Dacă vom exprima vectorii reprezentativi rezultanți (+, —) prin proiecțiile lor ortogonale de-a lungul a trei direcții simetrice în planul complex, se obțin coordonatele, a căror corespondență fizică o găsim la mașina trifazată. În acest caz, mașina schematizată în figura 1 va avea trei perii conectate simetric și rigid la rotor, legătura exterioară făcîndu-se prin trei inele colectoare.

Noile coordonate (a, b, c) se vor defini deci, conform ecuațiilor

$$\begin{vmatrix} \psi^- \\ \psi^+ \end{vmatrix} = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{vmatrix} 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{vmatrix}$$

$$\psi_a + \psi_b + \psi_c = 0.$$

S-au notat prin $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$ și $a^2 = e^{j\frac{4\pi}{3}}$, versorii direcționali simetrici din planul complex. Factorul $\frac{1}{\sqrt{3}}$ s-a ales pentru „normarea'' matricei de conexiune.

Ecuațiile operaționale fiind și în acest caz mai complicate, nu le vom explicita.

Relațiile foarte importante dintre coordonatele fazelor mașinii trifazate și coordonatele mașinilor echivalente se pot deduce ușor. Ele rezultă ca simple schimbări de variabile și pot fi găsite în literatură.

Observație. În considerațiile anterioare n-au intervenit în ecuații componentele homopolare. Deoarece fluxurile homopolare ale fazelor, practic nu depind de poziția rotorului [12], componentele homopolare de tensiune și curent pot fi considerate separat [2], în ecuația unui simplu circuit

$$U^0(p) = z^0(p) \cdot i^0(p)$$

CONCLUZII

1. Reprezentarea vectorială în planul complex al fluxurilor, tensiunilor și curenților, pentru mașina cu repartiție spațială sinusoidală a cîmpurilor din întrefier permite deducerea și transformarea comodă a ecuațiilor diferențiale și operaționale în diversele sisteme de coordonate.

2. Aplicarea transformatei Laplace și folosirea unor proprietăți funcționale fac posibilă utilizarea unor matrici de conexiune numerice la schimbarea diverselor coordonate, în studiul regimurilor mașinilor electrice rotative.

ОПЕРАЦИОННЫЕ УРАВНЕНИЯ НЕКОТОРЫХ РОТАЦИОННЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Используя векторное представление в комплексной плоскости потоков магнетодвижущих и электродвижущих напряжений, автор выводит операционные уравнения машины непрерывного тока с двумя осями магнитной симметрии и двумя парами собирательных щеток.

Путем простых алгебраических преобразований, учитывая правила операционного расчета, автор выводит операционные уравнения в координатах показательных векторов, соответствующих некоторым электрическим машинам переменного тока.

ÉQUATIONS OPÉRATIONNELLES DE QUELQUES MACHINES ÉLECTRIQUES ROTATIVES

(RÉSUMÉ)

Se servant de la répresentation vectorielle, dans le plan complexe des flux et des tensions magnéto-motrices et électro-motrices, l'auteur déduit les équations opérationnelles de la machine à courant continu, à deux axes de symétrie magnétique et deux paires de balais collecteurs.

Par de simples transformations algébriques et compte tenu des règles du calcul opérationnel, il en déduit ensuite les équations opérationnelles, en coordonnées des vecteurs représentatifs, correspondant à certaines machines électriques à courant alternatif.

BIBLIOGRAFIE

1. G. Kron, *A Short Course in Tensor Analysis for Electrical Engineers.* J. Wiley, New York, 1942.
2. R. Vowels, *Transient Analysis of Synchronous Machines.* Proceedings of I. E. E., 1952, t. 99, nr. 3, p. 204.
3. L. Gruzow, *Metodi matematiceskogo isledovania electriceskih mașin.* G. E. I., Moscova-Leningrad, 1953.
4. P. Kovács, I. Rácz, *Váltakozóármú gépek tranzíens folyamatai.* Akadémiai Kiadó, Budapesta, 1954.
5. F. Manea, *Ecuațiile operaționale generale ale mașinii asincrone.* Electrotehnica, 1957, nr.2, p. 43
6. V. Nedelcu, *Elementele fundamentale ale teoriei celor două reacții a mașinii sincrone.* Buletinul Inst. politehnic, București, 1956, t. XVIII, fasc. 1—2, p. 117.
7. S. Crary, *Two Reaction Theories of Synchronous Machines Transactions* AIEE, 1937, p.27.
8. G. Kron, *Stationary Networks and Transmission Lines along Uniformly Rotating Reference Frames.* Transactions AIEE, 1949, vol. 68, p. 690.
9. F. Manea, *Ecuațiile operaționale, în coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanți ale mașinii sincrone.* Electrotehnica, 1957, nr. 7.
10. C. Bălă, *Reactanța inversă a mașinii sincrone trifazate.* (Autoreferat). Studii și cercetări de energetică, 1956, nr. 3, p. 370.
11. Y. Ching, B. Adkins, *Transient Theory of Synchronous Generators under Unbalanced Conditions.* Proceedings of I. E. E., 1954, t. 101, p. 166.
12. A. Gorev, *Perehodnîie proțesi sinkronnroi mașini.* G. E. I., Moscova-Leningrad, 1950.

MODELAREA EXCITATOARELOR MAŞINILOR SINCRONE*)

DE

C. APETREI şi D. CREŢU

I. PROBLEMA

Excitatoarea model a maşinilor sincrone reprezintă unul din elementele constituente ale modelului dinamic cu maşini electrice rotative ; maşina excitatoare model urmează deci să asigure excitaţia necesară maşinilor sincrone model şi totodată să permită reproducerea caracteristicilor funcţionale a maşinilor excitatoare, care funcţionează în cadrul centralelor electrice de mare putere.

Excitatoarele utilizate în practică pot diferi atît prin tipul constructiv cît şi prin modul de excitaţie — independent, în paralel, mixt — şi performanţele care le asigură ; de aceea modelarea lor reprezintă o operaţie dificilă care trebuie să ţină cont printre altele de : puterea excitatoarei modelate, sistemul de excitaţie, schema de excitaţie în ansamblul ei, performanţele maşinii excitatoare original-plafonul, viteza de răspuns, puterea necesară excitaţiei maşinii sincrone model cu rezistenţele înfăşurării sale de excitaţie compensate sau necompensate în regim nominal de funcţionare şi la variaţii în limite largi a excitaţiei etc.

Modelarea excitatoarei poate fi făcută în două moduri distincte : modelarea exactă, cînd se modelează o anumită maşină excitatoare original reproducîndu-i-se caracteristicile sale funcţionale şi modelarea aproximativă, cînd cu o maşină model se caută a se reproduce caracteristicile unui şir de maşini diferite ca putere, schemă de excitaţie, performanţe etc.

În cele ce urmează se va căuta să se răspundă modelării unei anumite maşini excitatoare, stabilindu-se în acest scop metoda de proiectare, care permite proiectarea maşinii model în cazul în care caracteristicile funcţionale ale maşinii original sînt date ; în legătură cu cel de-al doilea aspect al problemei semnalat mai sus, se vor da doar cîteva indicaţii privitoare la posibilităţile de variere a parametrilor unei maşini date, rezolvarea problemei în principiu putîndu-se face cu ajutorul metodei ce se va expune.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 25—27 septembrie 1957.

II. CRITERIILE DE ASEMĂNARE

Pentru modelarea dinamică a excitatoarei este necesar și suficient să se asigure aceeași desfășurare a fenomenelor în timp în mașina model și mașina original ; pentru aceasta constantele de timp ale diferitelor circuite ale mașinii — model și original—independent de starea magnetică a mașinii și de plafonul forțării, trebuie să fie egale.

Aceste condiții se pot scrie sub forma următoare :

$$\left.\begin{aligned} (T_i)_m &= (T_i)_o \\ U_{r1.2} &= f_{1.2}\,(I_e) \text{ idem} \\ (p_e)_m &= (p_e)_o \end{aligned}\right\} \qquad (1)\ ^*)$$

Condițiile similitudinii se reduc în acest caz deci la egalitatea constantelor de timp a acelorași circuite, ale mașinii, la identitatea caracteristicii de magnetizare și a celei externe, exprimate în unități relative și egalitatea plafoanelor forțării excitației.

Respectarea condițiilor (1) conduce la egalitatea vitezelor de răspuns în unități relative la funcționarea în gol și în sarcină, [1], [2] și deci la comportarea dinamică asemănătoare a modelului și originalului.

În cazurile din practică se poate considera că modelarea este suficient de exactă, cînd din condițiile (1) se respectă egalitatea constantelor de timp a circuitelor de excitație **), identitatea caracteristicilor de magnetizare în unități relative și egalitatea plafoanelor forțării excitației ; în cele ce urmează se va urmări deci modul cum trebuie proiectată mașina model pentru ca să fie îndeplinite condițiile :

$$\left.\begin{aligned} (T_e)_m &= (T_e)_o, \\ U_{r1} &= f_1\,(I_e) \text{ idem}, \\ (p_e)_m &= (p_e)_o. \end{aligned}\right\} \qquad (2)\ ^{***})$$

Ultima condiție din (2) va impune condiții speciale în alegerea puterii de calcul a mașinii ; aceasta va trebui astfel aleasă pentru a se asigura funcționarea mașinii model în punctul de forțare maximă în condiții mulțumitoare (încălzire, comutație etc.).

De asemenea în cazul în care puterea mașinii este corespunzător aleasă pentru ca funcționarea în punctul de forțare maximă să fie asigurată, îndeplinirea condiției a 2-a din (2) atrage după sine îndeplinirea în mod automat și a ultimei condiții din (2).

---

*) În continuare notațiile referitoare la original se vor afecta cu indicele *o* iar cele referitoare la model cu indicele *m*.

**) Constanta de timp a indusului este suficient de mică în raport cu constanta de timp a înfășurării de excitație a mașinii sincrone pentru a putea fi neglijată.

***) p_e — plafonul tensiunii în unități relative.

III. RELAȚIILE DE CALCUL

1. *Puterea de calcul.* Puterea de calcul P_c cu ajutorul căreia se calculează dimensiunile principale ale mașinii, cînd se cunoaște puterea de excitație P_{ex} — necesar a se asigura în condiții nominale de funcționare — plafonul p_e și gradul de supra încărcare admisibil după curent și tensiune $K_{i,u}$ se poate scrie sub forma

$$P_{cm} = \frac{p_e^2 \cdot P_{exm}}{K_{i,u}^2}, \tag{3}$$

unde

$$K_{i,u}^2 = \frac{p_e^2 \cdot P_{exo}}{P_0}$$

iar

$$p_{em} = p_{eo} = p_e; \quad k_{i,um} = k_{i,uo} = k_{i,u}.$$

2. *Constanta de timp* T_e. În cazul în care se utilizează notațiile curente (fig. 1) expresia constantei de timp T_e poate fi scrisă sub una din următoarele forme :

$$\left.\begin{aligned} T_e &= \frac{4 p w_e^2 \sigma \Phi_n}{R_e \cdot F_{en}}; \\ T_e &= \frac{2 p w_e \sigma \Phi_n}{U_{en}}; \\ T_e &= \frac{4 p w_e^2 \sigma \Delta\Phi}{R \Delta F}. \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

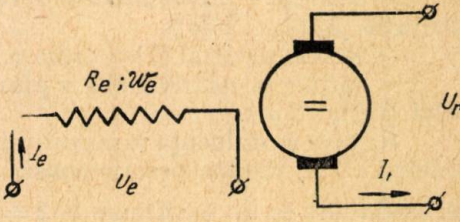


Fig. 1

Primele două expresii din (4) definesc constanta de timp a circuitului de excitație al excitatoarei în punctul nominal de funcționare, ultima relație definește constanta de timp într-un punct oarecare al caracteristicii de magnetizare a mașinii.

Dacă lungimea medie a unei spire din circuitul de excitație l_w se exprimă sub forma

$$l_w \cong 2 (l_p + b_p) \cong 2 \left(l_p + a \frac{\pi D_r}{2p} \right), \tag{5}$$

unde a poate lua valori cuprinse, de obicei, între 0,4—0,6 ; expresia constantei de timp T_e mai poate fi scrisă în una din următoarele forme :

$$T_e = \frac{\sigma}{8 \rho \Delta_e (1 + a \beta)} \cdot \left(\frac{4 \alpha B\delta}{p} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{\beta P}{A n} \right)^{1/3} \tag{6}$$

$$T_e = \frac{\pi \alpha \sigma B\delta}{2 \rho \Delta_e \left(\frac{2p}{D_r} + a \frac{\pi}{l} \right)}, \tag{6'}$$

unde

$$P = \pi^2 \alpha D_r^2 l A B_\delta n; \quad \beta = \frac{\pi D_r}{2 pl} = \frac{\tau}{l}.$$

Relațiile (6) sînt relații de bază în proiectarea excitatoarei; prima exprimă legătura funcțională între constanta de timp T_e, puterea mașinii P, sarcinile electromagnetice ale indusului și ale inductorului A, B_δ respectiv Δ_e turația n și numărul perechilor de poli p, parametrii constructivi α, β, σ și parametrul de material ρ; cea de-a doua relație exprimă dependența funcțională între constanta de timp, sarcinile electromagnetice B_δ și Δ_e, parametrii constructivi α, β, parametrul de material ρ și dimensiunile principale ale indusului l, D_r.

În relațiile (6), T_e se exprimă în funcție de mărimi variabile care se aleg de obicei după diferite criterii încă în prima fază a calculului oricărei mașini electrice la determinarea preliminară a dimensiunilor sale principale.

Din analiza expresiilor (6) se poate observa că la o putere P a mașinii dată, pentru valori obișnuite ale mărimilor α, σ, ρ, a, valoarea constantei de timp T_e este influențată în mod diferit de variația mărimilor Δ_e, B_δ, p, A, n și β; în figura 2 *a* și 2 *b* s-a redat modul de variație al constantei T_e la variația parametrilor indicați (în unități relative). Din aceste figuri se poate observa:

— influența predominantă a densității de curent din înfășurarea de excitație Δ_e (fig. 2 *b*);

— influența de-al 2-lea ordin a parametrilor B_δ și p (fig. 2 *a*);

— influența relativ slabă a pînzei de curent A, a turației n și a raportului β (fig. 2 *a*).

Relativ la influența raportului β asupra constantei de timp T_e, se poate observa că T_e rămîne practic constant la variații în limite foarte largi ale lui obținîndu-se un maximum la $\beta = \frac{1}{2a}$.

Pe baza relațiilor (6) dacă se consideră $T_{em} = T_{eo}$, pentru îndeplinirea primei condiții din (2), se poate obține relația importantă de calcul, care va sta la baza alegerii principalilor parametrii constructivi în vederea determinării dimensiunilor principale ale mașinii model

$$\frac{\sigma_m \rho_o \Delta_{eo} (1 + a_o \beta_o)}{\sigma_o \rho_m \Delta_{em} (1 + a_m \beta_m)} \cdot \left(\frac{\alpha_m B_{\delta m} p_o}{\alpha_o B_{\delta o} p_m} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{\beta_m P_m A_o n_o}{\beta_o P_o A_m n_m} \right)^{1/3} = 1. \qquad (7)$$

3. *Înălțimea polilor principali ai mașinii — h_p.* Înălțimea polilor principali ai mașinii h_p poate fi exprimată sub forma

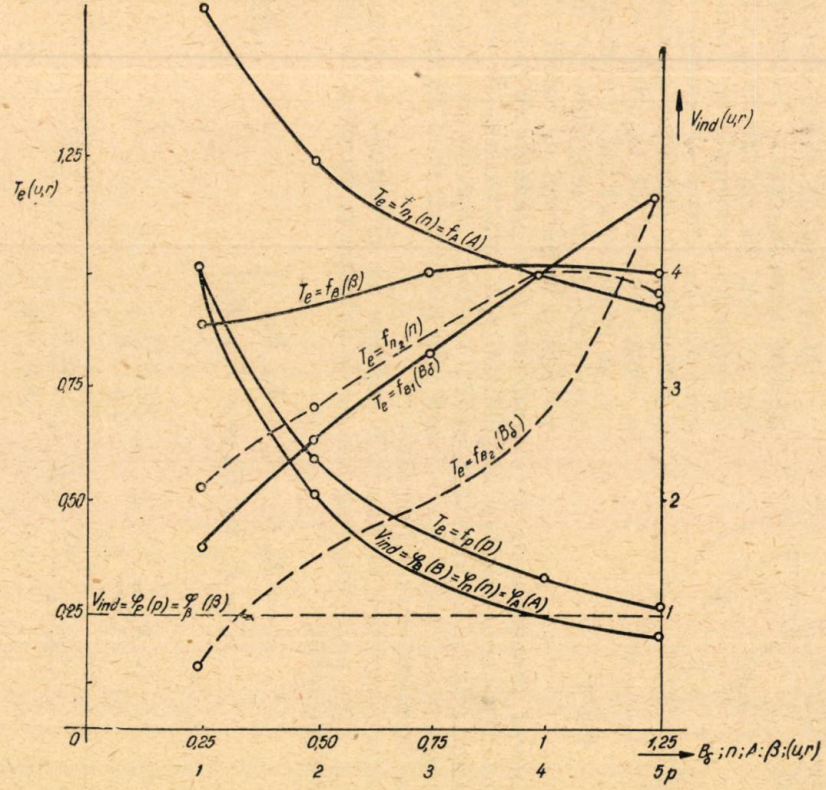
$$h_p \cong \frac{D_{si} - D_r}{2}. \qquad (8)$$

În figura 3 s-a notat cu $ABCD - A'B'C'D'$ suprafața de calcul S_{cd} disponibilă dispunerii celor n_e înfășurării de excitație *) a mașinii.

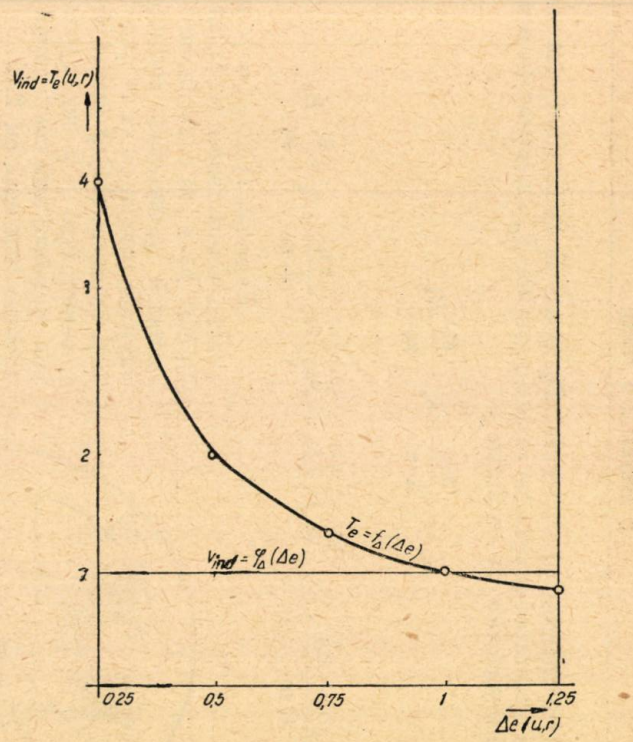
Suprafața reală disponibilă S_{rd} poate fi exprimată funcție de S_{cd} prin introducerea coeficientului de corecție K ($K = 0{,}8-0{,}9$) și are expresia

$$S_{rd} = KS_{cd} = \frac{K\pi (D_{si} - D_r)}{16\, p} \cdot [D_{si} + D_r (2\alpha - 3a)]. \qquad (9)$$

*) Toate cele n_e înfășurări se consideră că dezvoltă aceeași f. m. m.



a



b

Curba f_{n_1} (n) corespunde lui pn variabil şi p = const.
,, f_{n_2} (n) ,, ,, pn limitat superior şi inferior.
,, f_{B_1} $(B\delta)$,, ,, p = const.
,, f_{B_2} $(B\delta)$,, ,, p variabil.

Fig, 2

Diametrul interior al statorului D_{si} poate fi determinat din relaţia care exprimă egalitatea suprafeţei reale disponibile S_{rd} cu suprafaţa necesară dispunerii înfăşurărilor de excitaţie

$$S_e = \frac{2\,n_e}{\Delta_e\,\varphi_e} \cdot k_s \cdot \frac{\delta'}{\mu_0} B_\delta. \tag{10}$$

Deci

$$\frac{K\pi\,(D_{si} - D_r)}{16\,p} \cdot [D_{si} + D_r\,(2\alpha - 3a)] = \frac{2\,n_e}{\Delta_e\,\varphi_e} \cdot k_s \cdot \frac{\delta'}{\mu_0} B_\delta. \tag{11}$$

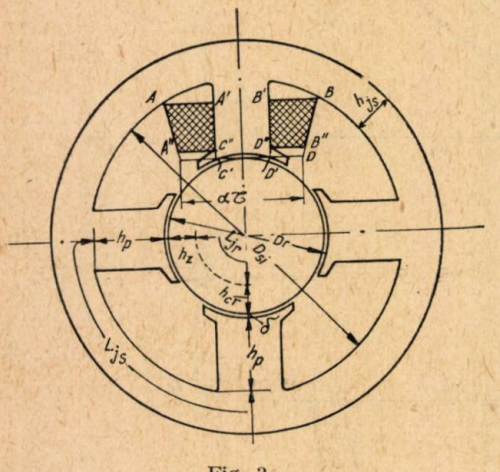


Fig. 3

Expresia (11) se poate utiliza pentru determinarea lui D_{si} în cazul în care $p > 1$; în cazul în care $p = 1$, datorită geometriei inductorului maşinii, pentru ca să se poată utiliza expresia (11) p urmează să se considere egal cu 2, iar în paranteza din membrul întîi coeficientul lui D_r trebuie luat egal cu 2.

De remarcat că în expresia (11) intervin termeni, care se determină sau se aleg în cadrul calculului dimensiunilor principale ale indusului (D_r, l), coeficientul de umplere al înfăşurării de excitaţie φ_e, care se alege, factorul de saturaţie k_s, care se poate determina cu ajutorul caracteristicii de magnetizare de modelat şi întrefierul de calcul δ'.

4. *Modelarea caracteristicii de magnetizare şi a gradului de forţare.* La baza modelării caracteristicii de magnetizare stă caracteristica de magnetizare a maşinii original exprimată în unităţi relative ; reproducerea caracteristicii de magnetizare poate fi efectuată prin rezolvarea unui sistem de ecuaţii care se formează în felul următor :

— Inducţia magnetică în diferitele porţiuni ale circuitului magnetic al maşinii (fig. 3) se poate exprima funcţie de inducţia în întrefier cu ajutorul următoarelor relaţii :

$$\left.\begin{aligned} B_p &= K_p\,B_\delta\,;\; B_{js} = K_{js}\,B_\delta\,; \\ B_z &= K_z\,B_\delta\,;\; B_{jr} = K_{j,r} \cdot B_\delta. \end{aligned}\right\} \tag{12}$$

unde

$$K_p = \frac{\alpha\,\sigma}{a}\,;\; K_{js} = \frac{\alpha\,\sigma\,\pi\,D_r}{2\,p \cdot 2\,h_{js}}\,;$$

$$K_z = \frac{t_r}{t_r - b_{cr}}\,;\; K_{jr} = \frac{\alpha\pi\,D_r}{2\,p \cdot 2\,h_{jr}}\,.$$

— Intensitatea cîmpului magnetic H se poate exprima în funcție de inducția B cu ajutorul unor relații de forma

$$H = \frac{B}{c} \text{ sau } H = \frac{B}{a - bB}, \tag{13}$$

unde a, b și c se determină din caracteristica de magnetizare a materialului din care este alcătuită partea considerată feromagnetică a mașinii, avînd dimensiunile $a\left[\frac{\text{V. s}}{\text{m. A}}\right]$, $b\left[\frac{\text{m}}{\text{A}}\right]$, $c\left[\frac{\text{V. s}}{\text{m. A.}}\right]$.

Relațiile (12) și (13) permit scrierea expresiilor f.m.m. pe pol pentru 1, 2, 3,... puncte ale caracteristicii de magnetizare a mașinii sub forma :

$$\left.\begin{aligned} F_{e\,max} &= (I_e w_e)_{max} = \frac{B_{\delta\,max}}{\mu_o} \cdot \delta + \sum_i \frac{K_i B_{\delta\,max}}{a - bK_i B_{\delta\,max}} \cdot L_i, \\ F_{e\,med} &= (I_e w_e)_{med} = \frac{B_{\delta\,med}}{\mu_o} \cdot \delta + \sum_i \frac{K_i B_{\delta\,med}}{a - lK_i B_{\delta\,med}} \cdot L_i, \\ F_{e\,n} &= (I_e w_e)_n = \frac{B_{\delta n}}{\mu_o} \cdot \delta + \sum_i \frac{K_i B_{\delta n}}{a - b\ K_i B_{\delta n}} \cdot L_i. \end{aligned}\right\} \tag{14 *)}$$

Sistemul de ecuații (14) s-a scris pentru trei puncte ale caracteristicii de magnetizare : punctul nominal, un punct mediu și punctul maximal corespunzător gradului de forțare maxim impus prin relațiile (2), și exprimă condițiile pe care urmează să le îndeplinească dimensiunile principale ale circuitului magnetic, al mașinii pentru ca să fie modelată caracteristica de magnetizare a originalului ; $F_{e\,med}$, $F_{e\,max}$, $B_{\delta\,med}$, $B_{\delta\,max}$ etc. din (14) pot fi determinate avînd valorile lui F_{en} și $B_{\delta n}$ precum și caracteristica de magnetizare a originalului exprimată în unități relative.

IV. REZOLVAREA PROBLEMEI ; SUCCESIUNEA CALCULULUI

În baza relațiilor (6') și (11) se pot stabili următoarele expresii importante pentru raportele materialelor active necesare originalului și modelului :

raportul volumului cuprului rotoric — indus —

$$\frac{(1 + \beta_o)\,\Delta_{am}}{(1 + \beta_m)\,\Delta_{ao}} \cdot \left(\frac{P_0\,\alpha_m\,n_m\,B_{\delta m}}{P_m\,\alpha_o\,n_o\,B_{\delta o}}\right)^{2/3} \cdot \left(\frac{A_o\,p_m\,\beta_m}{A_m\,p_o\,\beta_o}\right)^{r/3} = \frac{V_{Cu\,2o}}{V_{Cu\,2m}}; \tag{15}$$

raportul volumelor fierului rotoric

$$\frac{P_o\,\alpha_m\,A_m\,B_{\delta m}\,n_m}{P_m\,\alpha_o\,A_o\,B_{\delta o}\,n_o} = \frac{V_{Fe\,2o}}{V_{Fe\,2m}}; \tag{16}$$

*) Indicele i reprezintă p, z, jr, js ; L_i — lungimea liniilor magnetice pe porțiunile p, z, $j\,r$, $j\,s$.

raportul volumelor cuprului statoric — inductor —

$$\frac{\delta_s'(1+a_0\beta_0)\Delta_{em}n_{e0}k_{e0}}{\delta_m'(1+a_m\beta_m)\Delta_{e0}n_{em}k_{sm}}\cdot\left(\frac{B_{\delta 0}\beta_m}{B_{\delta m}\beta_0}\right)^{2/3}\cdot\left(\frac{(p_0P_0\alpha_m A_m n_m}{P_m P_0\alpha_0 A_0 n_0)}\right)^{1/3}=\frac{V_{cu\,10}}{V_{cu\,1m}}. \quad (17)$$

Cu ajutorul relațiilor de calcul stabilite în punctul anterior și a relațiilor (15), (16) și (17), apelînd la noțiunile de bază din teoria proiectării mașinilor electrice de curent continuu, se poate stabili modul de rezolvare a problemei. În principiu există două căi : se determină dimensiunile principale ale mașinii cu ajutorul relațiilor (7) și (11) ulterior verificîndu-se economicitatea mașinii model cu ajutorul relațiilor (15), (16) și (17) sau se stabilesc anumite rapoarte admisibile din punct de vedere economic pentru volumele materialelor active și cu valorile rezultate ale parametrilor constructivi se verifică dacă relația (7) este satisfăcută.

Pentru stabilirea soluției optime cu un volum de calcule minim este recomandabilă următoarea succesiune în conducerea calculelor :

— Se determină puterea de calcul a mașinii model cu ajutorul relației (3).

— Se aleg parametrii constructivi — sarcinile electromagnetice, turația etc. — ai mașinii model cu ajutorul relației (7) și se determină dimensiunile principale ale indusului cu relație (6′) ; soluția obținută la $\beta=\frac{1}{2a}$ și neverificată din punct de vedere tehnic poate fi denumită soluție ideală, ea permițînd îndeplinirea primei condiții din (2) ; se verifică preliminar diametrul indusului D_r avîndu-se în vedere mărimile minim necesare ale axului mașinii, ale înălțimii jugului rotoric, ale înălțimii crestăturii etc., căutîndu-se a se avea o mașină de diametru maxim D_r la o lungime acceptabilă.

— Se determină preliminar caracteristicile înfășurării indusului reținîndu-se ca valori importante necesare calculului ulterior, pasul crestăturii t_r și secțiunea crestăturii S_{cr} necesară dispunerii înfășurării induse ; se verifică preliminar inducția în dinți, comutația și încălzirea.

— Se determină întrefierul mașinii ; înălțimea polilor principali, caracteristicile înfășurării de excitație verificîndu-se preliminar din punct de vedere termic.

— Se modelează caracteristica de magnetizare, numărul ecuațiilor sistemului (14) luîndu-se egal cu numărul dimensiunilor necunoscute — nedeterminate anterior — ale circuitului magnetic al mașinii.

— Se verifică volumele materialelor active (în variantă ideală și variantă tehnic admisibilă) și în cazul cînd se găsește soluția acceptabilă din punct de vedere economic se continuă calculul, definitivîndu-se unele mărimi folosind teoria obișnuită a proiectării mașinilor de curent continuu.

În legătură cu conducerea calculelor este necesar să se facă următoarele observații :

a) Valorile parametrilor constructivi sînt limitate atît inferior cît și superior de condițiile tehnice, economice și de condițiile de compatibilitate matematică-fizică a sistemului (14) ; astfel valorile inducției în întrefier sînt

limitate inferior și superior în afară de condițiile obișnuite — valori maxime admisibile ale volumului materialelor feromagnetice, pierderile în fier admisibile etc. — și de condițiile de compatibilitate ale sistemului (14) ; mai mult, în unele cazuri, deși sistemul (14) este compatibil din punct de vedere matematic se poate întîmpla ca soluțiile respective să fie fizico-tehnic incompatibile (de ex. valori negative ale dimensiunilor circuitului magnetic sau valori tehnic nerealizabile). Considerații asemănătoare pot fi făcute relativ la valorile lui A, p, n, Δ_e etc.

b) Modelarea caracteristicii de magnetizare urmează să se facă avînd în vedere următoarele :

— exactitatea modelării este funcție de forma relațiilor (13) și de alegerea punctelor pentru care se determină parametrii a, b, c ; de obicei valorile acestor parametrii se determină alegînd două puncte ale caracteristicii de magnetizare, presupunînd că în diferitele porțiuni ale circuitului magnetic al mașinii inducția variază de la simplu la dublu ;

— exactitatea modelării este funcție de numărul punctelor caracteristicii de magnetizare reproduse ; un număr mare de puncte conduce la mărirea numărului ecuațiilor sistemului (14), fapt care îngreunează rezolvarea sa. În afară de aceasta numărul ecuațiilor este limitat de numărul dimensiunilor circuitului magnetic posibil de lăsat să varieze în mod liber ; este indicat a se lăsa ca dimensiuni necunoscute acele dimensiuni nesupuse unor condiții tehnice suplimentare ; din aceste cauze se recomandă reproducerea a două puncte, considerînd necunoscute dimensiunile h_{is} și h_{ir} (fig. 3).

V. DATE PRIVITOARE LA O MAȘINĂ MODEL PROIECTATĂ CONFORM METODEI EXPUSE

Pentru concretizarea metodei expuse s-a executat calculul preliminar al unei excitatoare model care modelează excitatoarea turbogeneratorului T2—25—2 și asigură excitația necesară generatorului sincron model de la Institutul de energetică al Academiei R.P.R.

Datele principale ale excitatoarei original și ale excitatoarei model sînt următoarele :

$P_o = 120$ kW	$U_{ro} = 230$ V	$n_o = 3000$ rot/min
$P_{exo} = 96$ kW	$U_{ro\,max} = 350$ V	$T_{eo} = 0{,}506$ s.
$P_{em} = 125$ W	$U_{rm} = 65{,}2$ V	$n_m = 750$ rot/min.

Mașina excitatoare s-a modelat respectîndu-se criteriile de asemănare (2) ; încărcările electromagnetice și datele comparative ale originalului și modelului sînt date în tabloul nr. 1. În tabloul nr. 2, sînt prezentate mai detaliat mărimile caracteristice excitatoarei model. În figura 4 se redă caracteristicile de magnetizare a originalului — linie plină — și a modelului — linie punctată —. În figura 5 pentru indicarea geometriei mașinii se dă în secțiune transversală dimensiunile principale ale mașinii model.

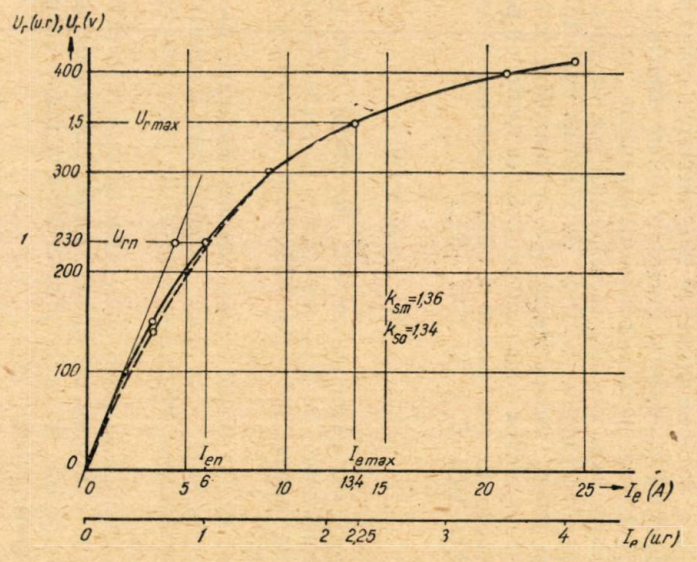
Tabloul nr. 1

Mărimea		Original	Model
a	b_p/τ	0,5	0,5
β	τ/l	1	3,34
$B\delta$	Wb/m^2	0,75	0,65
p	—	2	1
A	A/m	35.10^3	$7{,}510^3$
n	rot/s	50	12,5
Δ_e	A/m^2	$3{,}5\ 10^6$	$1{,}15.10^6$
T_e	s	0,506	0,506
P	W	120.10^3	125
U	V	230	65,2

Tabloul nr. 2

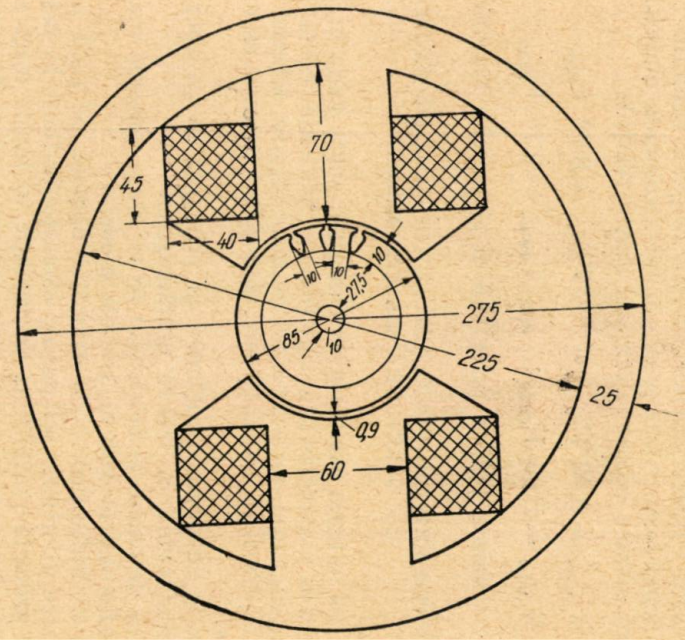
$\Phi = 22{,}5.10^{-4}$ Wb
$K = 45$
$Z = 15$
$y_1 = 22$
$\Delta_a = 5{,}65.10^6$ A/m^2
$S_{cd} = 0{,}232.10^{-2}$ m^2
$S_{cr} = 0{,}78.10^{-4}$ m^2
$h_z = h_{cr} = 1.10^{-2}$ m
$b_{cr} = 0{,}78.10^{-2}$ m
$b_z = 1.10^{-2}$ m
$\delta' = 0{,}9.10^{-3}$ m

$h_p = 7.10^{-3}$ m
$D_{si} = 22{,}5.10^{-2}$ m
$D_{se} = 27{,}5.10^{-2}$ m
$\varphi_e = 0{,}3 - 0{,}35$
$n_e = 1$
$k_s = 1{,}36$
$w_e = 6150$ spire
$I_e = 0{,}103$ A
$l_w = 22.10^{-2}$ m
$(I_e w_e) = 630$ A—spire



U_r (u.r), U_r (v)
400
1,5
$U_{r\,max}$
300
1
230
U_{rn}
200
100
0
k_{sm}=1,36
k_{so}=1,34
I_{en}
$I_{e\,max}$
0
5
6
10
13,4
15
20
25
I_e (A)
0
1
2
2,25
3
4
I_e (u.r)

Fig. 4



70
45
40
10
10
10
27,5
275
85
10
225
25
0,9
60

Fig. 5

Reproducerea caracteristicilor mașinii original conform relațiilor (2) s-a făcut cu suficientă exactitate practică. Între volumele materialelor active utilizate pentru mașina model și original există relațiile

$$V_{Cu\,2m} = 0{,}02\ V_{Cu\,2o}\,; \qquad V_{Fe\,2m} = 0{,}02\ V_{Fe20}$$

$$V_{Cu\,1m} = 0{,}06\ V_{Cu\,10}\,; \qquad V_{Fe\,1m} = 0{,}10\ V_{Fe\,10}$$

(s-a considerat volumul polilor principali și al jugului statoric).

VI. OBSERVAȚII PRIVIND MODELAREA UNEI GAME DE EXCITATOARE CU O SINGURĂ MAȘINĂ MODEL

În acest caz puterea excitatoarelor original poate varia în limite foarte largi ; de asemenea caracteristicile funcționale ; plafonul, constanta de timp a circuitului de excitație, caracteristica de magnetizare, schema de excitație și numărul înfășurării de excitație etc. pot diferi în mod esențial de la o mașină la alta.

Pentru a se răspunde problemei în principiu se va apela la aceeași metodă de calcul avînd în vedere următoarele :

a) Puterea de calcul al modelului se va alege puterea maximă corespunzătoare plafonului maxim ce trebuie modelat.

b) Numărul înfășurărilor de excitație dispuse pe polii principali să permită realizarea diferitelor scheme de excitație întîlnite în practică.

c) Să se prevadă posibilități de variație în limite largi a constantei de timp T_e și a caracteristicii de magnetizare ; constanta de timp se va putea varia apelînd la cuplajul magnetic dintre diferitele înfășurări de excitație a unor rezistențe și inductanțe suplimentare ; caracteristica de magnetizare se va varia prin variația întrefierului și a turației mașinii, putîndu-se realiza plafoane de forțare și viteze de răspuns variabile.

Conform acestor indicații generale, la Institutul de energetică al Academiei R.P.R. s-a proiectat o mașină excitatoare model cu posibilități de modelare a caracteristicilor funcționale a unor excitatoare a mașinilor sincrone cu puteri cuprinse între 5 și 30 MW [3].

VII. CONCLUZII

În lucrare s-a expus o metodă de calcul, care permite proiectarea mașinilor excitatoare model ; modelarea caracteristicilor funcționale ale originalului se poate face cu suficientă exactitate cu un volum de calcule minim.

Volumul de materiale active necesar realizării modelului este relativ mic — cîteva procente — ca atare și costul ei va fi relativ mic, fapt ce indică rentabilitatea studierii mașinilor original de mare putere cu ajutorul modelelor dinamice.

Metoda expusă se poate generaliza și aplica în cazul proiectării mașinilor de curent continuu cu caracteristici funcționale impuse, obținîndu-se rezultate remarcabile în cazul proiectării mașinilor excitatoare a mașinilor sincrone de mare putere [4].

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВОЗБУДИТЕЛЕЙ СИНХРОННЫХ МАШИН

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Излагаются критерии подобия, использованные при динамическом моделировании электрических машин, и выводятся несколько соотношений между функциональными параметрами, характеристиками материала и геометрическими размерами машины. Эти соотношения позволяют довольно легко и быстро определить главные размеры возбудителя с заданными характеристиками и параметрами. В работе приводится конкретный пример расчета.

LE MODELAGE DES EXCITATRICES DES MACHINES SYNCHRONES

(RÉSUMÉ)

Après avoir exposé les critériums de similitude utilisés dans le modelage dynamique des machines électriques, les auteurs en déduisent certaines relations entre les paramètres fonctionnels, les caractéristiques des matériaux et les grandeurs géométriques d'une machine. Ces relations permettent de déterminer d'une manière assez simple et rapide les dimensions principales d'une excitatrice, aux caractéristiques et paramètres imposés. L'article comprend, en outre, un exemple de calcul concret.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Apetrei, *Viteza de răspuns a maşinilor de curent continuu funcţionînd în schema de excitaţie a generatoarelor sincrone.* Buletinul Institutului politehnic Bucureşti, 1956, t. XVIII.
2. V. Nedelcu, D. Creţu şi C. Apetrei, *Determinarea vitezei de răspuns a excitatoarelor maşinilor sincrone.* Electrotehnica, 1957, nr. 2.
3. C. Apetrei şi D. Creţu, *Excitatoare model.* Memoriu al Institutului de energetică al Academiei R. P. R., 1957 (sub tipar).
4. C. Apetrei, *Metodă de proiectare a maşinilor de curent continuu cu caracteristici funcţionale impuse.* Comunicare la Sesiunea Institutului politehnic, Bucureşti, 1957 (sub tipar).
5. I. M. Postnikov, *Proektirovanie electriceskih maşin.* Gosenergoizdat, Moscova—Leningrad, 1952.

APROXIMAŢII INTRODUSE PRIN FOLOSIREA SCHEMELOR ECHIVALENTE ÎN CALCULUL REGIMURILOR STAŢIONARE ŞI AL STABILITĂŢII STATICE A SISTEMELOR ELECTRICE *)

DE

E. ARIE şi S. IONESCU

1. INTRODUCERE

Pentru calculul aproximativ al diferitelor regimuri staţionare ale unui sistem electric se înlocuieşte cîte o ramură a sistemului printr-o schemă echivalentă mai simplă, care să reproducă cu cît mai mare fidelitate, caracteristicile

$$P = f(U) \quad \text{şi} \quad Q = f(U),$$

ale puterilor active şi reactive care circulă între reţeaua de echivalat şi restul sistemului, în funcţie de tensiunea din nodul de interconexiune.

În lucrarea de faţă s-au analizat aproximaţiile introduse prin folosirea unor metode de echivalare simple, aplicabile în calcule aproximative şi adecvate, în special pentru calculul grafic [1].

Schemele echivalente analizate sînt de tipul :

a) generator cu f.e.m. constantă şi reactanţă constantă,

b) generator cu f.e.m. constantă şi reactanţă constantă, debitînd pe un consumator, avînd una din următoarele două caracteristici simple :

$$P = \text{constant} \; ; \; Q = Q_0 U^2$$

sau

$$P = P_0 U^2 \; ; \; Q = Q_0 U^2.$$

S-a analizat cazul folosirii schemelor echivalente în verificarea stabilităţii statice, în calculul regimurilor de funcţionare succesive asemănătoare, în calculul stărilor critice.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 5 iulie 1957.

Nu este posibil ca o schemă echivalentă simplă să reproducă întocmai caracteristicile externe ale rețelei de echivalat, cu excepția cazurilor în care toți consumatorii intermediari sînt de tipul unei impedanțe, iar generatorii pot fi reprezentați prin f.e.m. constante, păstrînd unghiuri relative constante.

În celelalte cazuri se folosesc scheme care reproduc în mod aproximativ aceste caracteristici.

2. GENERATORI FOLOSIND EGALITATEA CURENȚILOR DE SCURT-CIRCUIT

În cazul unui grup de mașini sincrone cu f.e.m. constante, lucrînd cu unghiuri constante între rotoare, ca și în cazul generatorilor debitînd curenți constanți la factori de putere egali (sau sub unghiuri constante), dacă nu există consumatori intermediari de putere activă, se poate determina un generator echivalent care reproduce întocmai caracteristicile de putere ale sistemului, cînd se cunosc trei din următoarele patru elemente :

I_0 = curentul de scurtcircuit de mers în gol, corespunzător tensiunii U a nodului de interconexiune,

I_s = curentul de scurtcircuit debitat pe bara de interconexiune, în condițiile date de funcționare a generatorului,

$\frac{P}{U}$ = componenta activă a curentului debitat pe bara de interconexiune,

$\frac{Q}{U}$ = componenta reactivă a curentului debitat pe bara de interconexiune.

Diagrama de funcționare a generatorului echivalent este reprodusă în figura 1 [1].

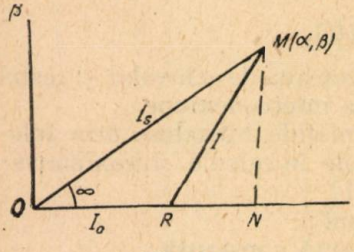


Fig. 1

$$\alpha = \frac{U}{X} + \frac{Q}{U} = I_0 + I \sin \varphi = I_s \cos \delta,$$

$$\beta = \frac{P}{U} = I \cos \varphi = I_s \sin \delta. \qquad (1)$$

Este evident că același generator echivalent rezultă și în cazul cînd tensiunea într-unul din nodurile intermediare este constantă și care în acest caz va fi considerată ca f.e.m. a unui generator echivalent. În acest caz trebuie verificat, dacă nu trebuie făcută o corecție pentru a ține seama de efectul rezistențelor longitudinale.

În mod analog se poate încerca folosirea curentului de scurtcircuit de mers în gol pentru construirea diagramei de funcționare a unui generator echivalent în alte cazuri mai generale, de exemplu pentru reprezentarea unui nod la care sînt conectate mai multe mașini sincrone și un consumator avînd o caracteristică oarecare de putere activă, iar o caracteristică a puterii reactive de tipul unei reactanțe ($Q = Q_0 U^2$).

Curentul de scurtcircuit echivalent I'_s raportat la nodul i de tensiune U' (scurtcircuit în punctul 1 — vezi fig. 2 *a*) se determină grafic, după cum se arată în figura 2 *b*.

Întrucît la construirea acestei diagrame nu s-a pus nici o condiție privind variațiile în jurul punctului de funcționare pentru care a fost construită, ea nu va reproduce în general nici variațiile locale și nici variațiile finite ale regimului de funcționare.

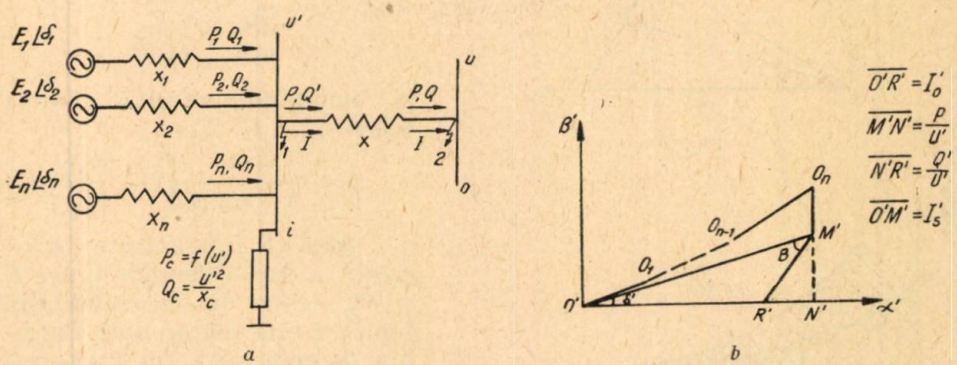


Fig. 2

Ordinul de mărime al erorii introduse de acest generator echivalent, poate fi evaluat considerînd cazul particular în care schema de echivalat constă dintr-un generator debitînd putere activă constantă și dintr-un consumator de putere activă constantă. Diagrama de funcționare este reprezentată în acest caz în figura 3 în care OR este curentul de scurtcircuit de mers în gol

$$RN = \frac{Q}{U},$$

$$MN = \frac{P}{U} \text{ (P este puterea debitată în sistem)},$$

$$O_1N = \frac{P_0}{U} = \text{(P_0 este puterea generatorului real)},$$

$$P_0 - P = P_c \text{ (P_c = puterea cerută de consumatorul local)}.$$

Diagrama de funcționare a generatorului echivalent dedus numai cu ajutorul curentului de scurtcircuit de mers în gol al puterii active și reactive debitate în sistem este OMN.

Derivata $\frac{dQ}{dU}$ reală, va fi în acest caz

$$\frac{dQ}{dU} = \frac{P_0}{U}\left(\operatorname{tg}\ \delta - \frac{1}{\operatorname{tg}\delta}\right). \qquad (2)$$

Valoarea aproximativă, pentru $\frac{dQ}{dU}$, calculată cu ajutorul generatorului echivalent, va fi

$$\left(\frac{dQ}{dU}\right)_{aprox} = \frac{P}{U}\left(\operatorname{tg}\delta' - \frac{1}{\operatorname{tg}\delta'}\right).$$

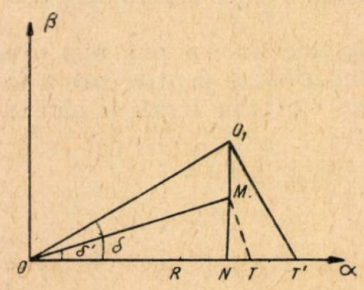


Fig. 3

Ţinînd seama că

$$\frac{P_0}{\operatorname{tg}\delta} = \frac{P}{\operatorname{tg}\delta'}$$

şi eliminînd, rezultă eroarea relativă

$$\Delta = \frac{1}{1 - \operatorname{ctg}^2\delta}\left(1 - \frac{P^2}{P_0^2}\right). \quad (3)$$

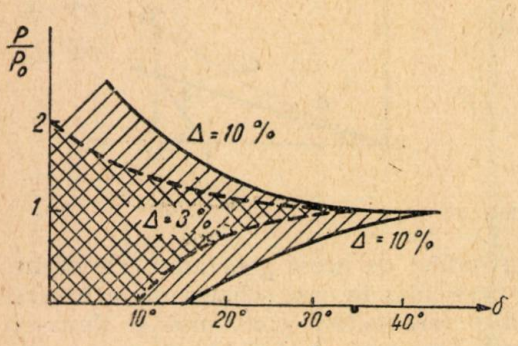
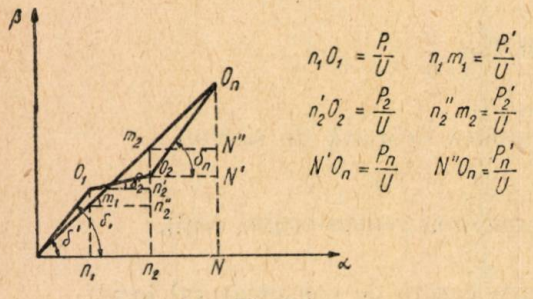


Fig. 4

Această eroare creşte, dacă δ creşte şi dacă diferenţa dintre P şi P_0 creşte. În diagrama din figura 4 este reprezentat domeniul pentru care un asemenea generator echivalent poate fi totuşi folosit — dacă se admite o eroare de 3% respectiv de 10% în determinarea derivatei $\frac{dQ}{dU}$.



$$n_1O_1 = \frac{P_1}{U} \qquad n_1m_1 = \frac{P_1'}{U}$$

$$n_2'O_2 = \frac{P_2}{U} \qquad n_2''m_2 = \frac{P_2'}{U}$$

$$N'O_n = \frac{P_n}{U} \qquad N''O_n = \frac{P_n'}{U}$$

Fig. 5

Dacă se foloseşte generatorul echivalent stabilit în ipoteza unghiurilor constante între rotoare pentru reproducerea unui sistem în care fiecare din generatori funcţionează cu putere activă constantă, în cazul unui sistem cu n generatori, acest lucru înseamnă că în locul fiecărui generator debitînd o putere activă P_i sub un unghiu δ_i, se introduce un generator cu aceeaşi reactanţă, debitînd o putere P_i' sub un unghiu δ_i' (fig. 5).

Ţinînd seama de cele arătate mai sus, fiecare din aceşti generatori va introduce astfel o eroare relativă

$$\Delta_i = \frac{1}{1 - \operatorname{ctg}^2\delta'}\left(1 - \frac{P_i^2}{P_i'^2}\right). \quad (4)$$

Eroarea relativă totală va fi

$$\Delta = \frac{\Sigma P_i \Delta_i}{P}. \quad (4')$$

Dacă $P = \Sigma P_i$ este puterea totală debitată în sistem, se poate determina o putere echivalentă P' care ar conduce la aceeași eroare ca și sistemul real, din condiția

$$\Delta = \frac{1}{1 - \operatorname{ctg}^2 \delta'} \left(1 - \frac{P'^2}{P^2}\right)$$

(unde P' este de data aceasta un generator real funcționînd sub unghiul δ').

Rezultă

$$P' = P \cdot \sqrt{\sum \frac{P_i}{P} \cdot \frac{P_i^2}{P_i'^2}}. \qquad (4'')$$

Se observă din această ecuație că erorile nu se compensează reciproc (cu excepția cazului cînd parte din mașinile sincrone funcționează ca motoare).

O limită superioară a erorii se obține, dacă se consideră pentru $\frac{P'}{P}$ valoarea cea mai mare (sau cea mai mică) a raporturilor $\frac{P_i}{P_i'}$. Cu această valoare se poate verifica pe diagrama din figura 4, dacă erorile obținute cu ajutorul acestui generator echivalent nu depășesc limitele admisibile.

3. APROXIMAȚII INTRODUSE PRIN FOLOSIREA GENERATORULUI ECHIVALENT PENTRU CALCULUL STABILITĂȚII STATICE, LA REGIMURI DIFERITE

Generatorul echivalent determinat pe baza condiției reproducerii derivatelor de ordinul 1 ale puterii active și reactive în raport cu tensiunea [2], dă rezultate exacte, dacă este utilizat pentru verificarea stabilității statice într-un regim dat ; într-un calcul exact trebuie ca pentru fiecare regim calculat să se determine un nou generator echivalent. Totuși, în anumite condiții, pentru calcule aproximative este suficient să se determine un singur generatorec hivalent pentru o serie de regimuri apropiate. Erorile introduse în acest caz pot fi urmărite prin analiza generatorului echivalent al schemei formată dintr-un singur generator, avînd puterea P_g, curentul de scurtcircuit I_g, unghiul intern δ_g, și care debitează în rețea puterea P (reactanța consumatorului local se consideră înglobată în reactanța internă a generatorului, iar puterea activă a acestuia este $P_g - P$).

Generatorul echivalent de putere P va avea curentul de scurtcircuit I_e și unghiul intern δ_e, determinate de relațiile

$$P = I_e \cdot U \sin \delta_e = \text{const.}, \qquad P_g = I_g \cdot U \sin \delta_g = \text{const.},$$

$$\frac{dQ}{dU} = I_g \left(\frac{1}{\cos \delta_g} - 2 \cos \delta_g\right) = I_g \left(\frac{1}{\cos \delta_e} - 2 \cos \delta_e\right);$$

rezultă

$$\frac{\operatorname{tg} 2\delta_e}{\operatorname{tg} 2\delta_g} = \frac{P}{P_g} \; ; \; \frac{I_e}{I_g} = \frac{P}{P_g} \cdot \frac{\sin \delta_g}{\sin \delta_e}. \qquad (5)$$

Derivînd relațiile de mai sus, rezultă că la o variație ΔU a tensiunii la borne, variația derivatei $\frac{dQ}{dU}$ va fi

— pentru generatorul echivalent

$$\Delta \frac{dQ}{dU} = \frac{dQ}{dU} \cdot \operatorname{tg}^2 \delta_e \frac{2 \cos^2 \delta_e + 1}{2 \cos^2 \delta_e - 1} \cdot \frac{\Delta U}{U};$$

— pentru generatorul real

$$\Delta \frac{dQ}{dU} = \frac{dQ}{dU} \cdot \operatorname{tg}^2 \delta_g \frac{2 \cos^2 \delta_g + 1}{2 \cos^2 \delta_g - 1} \cdot \frac{\Delta U}{U}.$$

Aceste două expresii vor avea valori apropiate numai dacă diferența dintre unghiurile δ_g și δ_e este mică, respectiv dacă raportul $\frac{P}{P_g}$ dintre puterea debitată și puterea generată în ramura de echivalat tinde către 1.

Eroarea crește în raport invers cu $p = \frac{P}{P_g}$ și în raport direct cu unghiul intern δ_g al generatorului real, și cu variația de tensiune $\frac{\Delta U}{U}$.

În tabloul nr. 1, sînt date valorile expresiei

$$\lambda = \frac{\Delta \frac{dQ}{dU}}{\frac{dQ}{dU} \cdot \frac{\Delta U}{U}} = \operatorname{tg}^2 \delta \frac{2 \cos^2 \delta + 1}{2 \cos^2 \delta - 1},$$

în funcție de valorile unghiului δ.

Tabloul nr. 1

δ	10°	20°	30°	40°	45°
λ	0,0945	0,475	1,666	8,50	∞

Făcînd diferența dintre valorile expresiei λ, corespunzătoare unghiurilor interne δ_g — al generatorului real — și δ_e — al generatorului echivalent — se poate determina domeniul de variație al tensiunii $\frac{\Delta U}{U}$, pentru care eroarea de determinare a derivatei $\frac{dQ}{dU}$ nu întrece limitele admisibile.

Dacă $p = \frac{P}{P'}$ este apropiat de 1, se poate folosi un singur generator echivalent și pentru domenii mai largi de variație și chiar pentru determinarea tensiunii critice.

Dacă p este mic, tensiunea critică nu poate fi determinată prin această metodă, decît prin încercări succesive, determinînd cîte un generator echivalent pentru fiecare regim de funcționare considerat.

Această metodă este indicată în special, în cazurile în care se caută schema echivalentă a unei ramuri a cărei parametrii variază puțin în diversele regimuri considerate, dar ai cărei contribuție este importantă, astfel încît este necesară cunoașterea cît mai exactă a derivatelor puterii active și reactive debitate de ramura respectivă.

Cu cît puterea debitată de generatorul echivalent este mai apropiată de puterea totală a generatorilor rețelei de echivalat, cu atît metoda conduce la rezultate mai exacte, pentru un domeniu mai larg de variații ale regimului.

4. REDUCEREA CONSUMATORILOR AVÎND CARACTERISTICA UNEI REZISTENȚE

Pentru a reduce consumatorul dintr-un nod intermediar i în alt nod o al rețelei, se transfigurează schema (fig. 6 *a*) într-o schemă triunghiu (fig. 6 *b*).

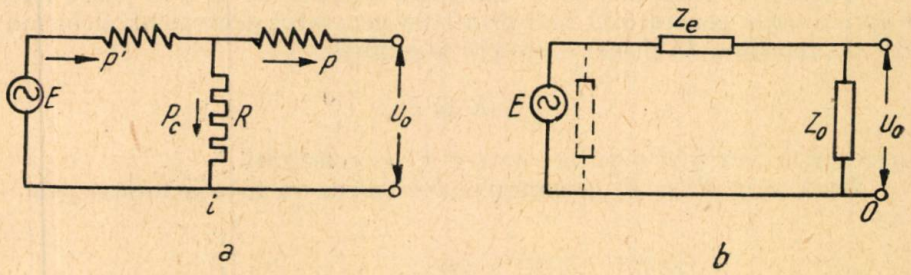


Fig. 6

$$Z_e = j\,(X + x) - \frac{X\,x}{R} \quad ; \quad Z_0 = R\frac{X + x}{X} + jx. \tag{6}$$

Se observă că luînd $\frac{x}{X+x} \leqslant 0{,}3$; $X_r = X\frac{P'}{U^2} \simeq 1$ și $\frac{P_c}{P'} \leqslant 0{,}5$ (respectiv $\frac{P_c}{P'} \leqslant 0{,}3$), se obține o eroare mai mică de 10% (respectiv de 1%) dacă se face aproximația

$$Z_e = X + x, \qquad Z_0 = R\frac{X + x}{X} = R' \tag{7}$$

adică simpla reducere a rezistenței după legea momentelor. În caz contrar, consumatorul Z_0 va fi format dintr-o impedanță, iar efectul termenului real negativ în impedanța longitudinală poate fi corectat conform celor arătate în capitolul următor.

5. EFECTUL NEGLIJĂRII REZISTENȚELOR LONGITUDINALE

În cazul unui generator cu puterea mecanică constantă P_m, debitînd puterile active și reactive P și Q, pe bara de tensiune U, printr-o impedanță

$$\bar{Z} = Z\underline{|90° - \alpha}$$

derivata $\frac{dQ}{dU}$ rezultă din următoarele relații :

$$P_m = UI_s \sin(\delta - \alpha) + \frac{E^2}{Z} = \text{const.},$$

$$Q = UI_s \cos(\delta + \alpha) - \frac{U^2}{Z},$$

$$\frac{dQ}{dU} = I_s \frac{\cos 2\alpha}{\cos(\delta - \alpha)} - 2\frac{U}{Z}\cos\alpha.$$

Unghiul α fiind în general un unghi mai mic de 10°, se poate înlocui cu aproximație generatorul real printr-un generator echivalent, debitînd pe bara de tensiune U printr-o simplă reactanță

$$X \cong Z,$$

puterea reactivă Q și o putere activă $P' = \text{constantă}$.

Dacă se ia $P' = P$, generatorul echivalent va fi caracterizat prin

$$I'_s = \sqrt{\left(\frac{U}{Z} + \frac{Q}{U}\right)^2 + \left(\frac{P}{U}\right)^2}, \qquad \operatorname{tg}\delta' = \frac{\frac{P}{U}}{\frac{U}{Z} + \frac{Q}{U}}.$$

Eroarea relativă de determinare a termenului pozitiv al derivatei $\frac{dQ}{dU}$, va fi (eroarea de determinare a termenului negativ este neglijabilă)

$$\Delta_r = \left(\frac{I_s \cos 2\alpha}{\cos(\delta - \alpha)}\right) = (1 + \varkappa) \sin\alpha \operatorname{tg}\delta,$$

unde $\varkappa$ este un termen ce variază între 0 și 0,2 în funcție de factorul de putere.

Această eroare este mai mică de 17%, dacă unghiul intern al generatorului este mai mic de 45° caz practic general, și dacă unghiul de pierderi al impedanței Z este mai mic de 10°. Cu ajutorul curbei *a* din figura 7, se poate determina valoarea erorii în funcție de unghiurile δ și α.

Eroarea este întotdeauna pozitivă, ceea ce înseamnă că se poate face în mod acoperitor calculul stabilității statice cu neglijarea rezistențelor.

Se obține o micșorare a erorii, dacă se consideră că generatorul debitează o putere activă mai mică decît cea reală

$$P' = P\,(1 - \sin \alpha). \tag{8}$$

Față de generatorul echivalent, debitînd o putere activă P, se obține în acest caz o corecție a termenului pozitiv al derivatei $\frac{dQ}{dU}$

$$\Delta_c \cdot \left(\frac{I'_s}{\cos \delta'}\right) \simeq \left(\frac{1}{\cos \delta} + 1\right) \sin^2 \delta \sin \alpha.$$

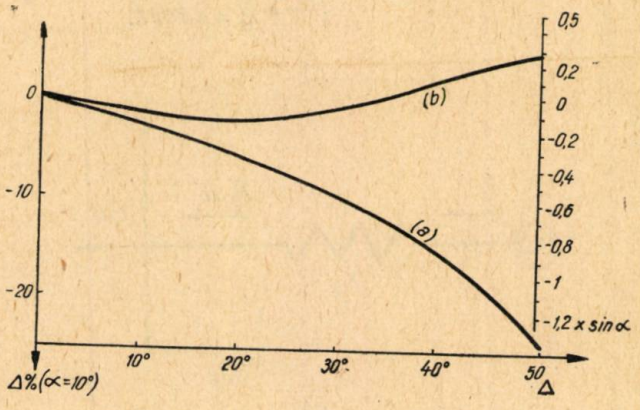


Fig. 7

Curba *b* din figura 7 dă valoarea erorii ce se obține dacă se lucrează cu generatorul echivalent, debitînd puterea P'. Se observă că în acest caz eroarea este mai mică de 2% pentru

$$\delta < 40° \;\; ; \;\; \alpha < 10°.$$

Necesitatea corectării rezultatelor, pentru a ține seama de efectul rezistențelor longitudinale, apare în special în cazul interconectării într-un sistem a unor noduri în care există reglaj automat rapid al tensiunii, astfel, încît în calculul stabilității statice nu intervin reactanțele sincrone, ci numai impedanțele liniilor de transport și ale transformatorilor (eventual și reactanțe echivalente ale generatorilor, mai mici decît cele sincrone). Se observă că în acest caz erorile datorite neglijării rezistențelor longitudinale nu vor rămîne în limite admisibile decît dacă unghiul δ este mic, adică dacă generatorul echivalent corespunzător contribuie puțin la pierderea stabilității statice.

6. REDUCEREA SARCINILOR CONSTANTE

Prin analogie cu metoda reducerii la capetele liniei, a consumatorilor de putere activă de tipul unei rezistențe constante, s-a urmărit găsirea unei metode pentru reducerea consumatorilor de putere activă constantă.

O schemă de tipul celei din figura 8 *a* poate fi în general înlocuită în calculele aproximative prin schema din figura 8 *b*; în ipoteza că puterile P și P' sînt constante și forța electromotoare a generatorului G este constantă, puterile

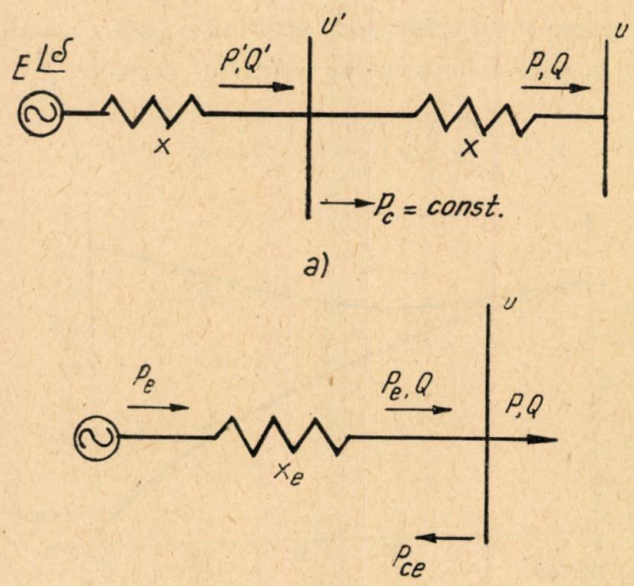


Fig. 8

P_e și P_{ce}, precum și forța electromotoare a generatorului echivalent vor fi de asemenea constante. Notînd $\bar{I} = \frac{Q'}{U'} + j\frac{P}{U'}$ (curentul ce circulă între barele U' și U)

$$\operatorname{tg} \delta' = \frac{P}{\frac{U^2}{X} + Q'}$$

și ținînd seama că

$$\left(\frac{U'}{X} + \frac{Q'}{U'}\right)^2 + \frac{P'^2}{U'^2} = \text{const.} \tag{9}$$

rezultă

$$\frac{d\bar{I}}{dU'} = -\frac{1}{X} - j\frac{P}{U'^2} + \frac{P'^2}{\frac{U'^4}{X} + U'^2 Q'},$$

sau

$$\frac{d\bar{I}}{dU'} = -\frac{1}{X} - j\frac{P}{U'^2} + \frac{\operatorname{tg}\delta'}{PU'^2}\,P'^2.$$

Dacă puterea consumatorului conectat pe bara intermediară variază de la 0 la P_c, variația corespunzătoare a derivatei $\frac{dI}{dU'}$ va fi

$$\left[\frac{dI}{dU'}\right]_0^{P_c} = \frac{\operatorname{tg}\delta'}{PU'^2}(P'^2 - P^2). \tag{10}$$

În mod analog, rezultă pentru generatorul echivalent

$$\left[\frac{dI}{dU}\right]_0^{P_{ce}} = \frac{\operatorname{tg}\delta_e}{PU^2}(P_e^2 - P^2). \tag{10'}$$

Dar

$$\frac{dI}{dU} = \frac{dI}{dU'}\cdot\frac{dU'}{dU}, \quad U' \simeq U + x\frac{Q}{U},$$

$$\frac{dU'}{dU} = 1 - \frac{x}{X} + \frac{x\operatorname{tg}\delta}{PU^2}\cdot\frac{P_e^2}{P},$$

$$\frac{dI}{dU} = \left(-\frac{1}{X} + \frac{P'^2\operatorname{tg}\delta'}{U'^2P} - j\frac{P}{U'^2}\right)\left(1 - \frac{x}{X} + \frac{x\operatorname{tg}\delta}{U^2P}\cdot P_e^2\right).$$

Rezultă astfel

$$P_e^2 - P^2 = \frac{1 - x_r}{1 + x_r + j\alpha x_r}\cdot\frac{\operatorname{tg}\delta'}{\operatorname{tg}\delta}\cdot\frac{U^2}{U'^2}(P'^2 - P^2)\left[1 + \frac{x_r}{1 - x_r}\cdot\frac{\operatorname{tg}\delta}{U^2P}(P_e^2 + P^2)\right],$$

unde

$$x_r = \frac{x}{X}, \quad \alpha = \frac{PX}{U'^2} = \frac{P}{P'}\frac{P'X}{U'^2} = p\frac{P'X}{U'^2}.$$

Luînd

$$\frac{\operatorname{tg}\delta'}{\operatorname{tg}\delta} = \frac{1 - \dfrac{\alpha x_r}{\operatorname{tg}\delta}}{1 + \alpha x_r \operatorname{tg}\delta}$$

și

$$\frac{U'}{U} = 1 - \alpha x \operatorname{tg}\varphi, \quad \left(\frac{P_e}{P}\right)^2 + 1 = \varkappa$$

se obține

$$P_e^2 = [\eta + p^2 (1 - \eta)] P'^2 , \tag{11}$$

unde

$$\eta = \frac{1-x_r}{1+x_r+j\alpha x_r} \cdot \frac{1 - \frac{\alpha x_r}{\operatorname{tg}\delta}}{1 + \alpha x_r \operatorname{tg}\delta} (1 - \alpha x_r \operatorname{tg}\varphi)^2 \left[1 + \frac{x_r}{1-x_r} \varkappa \alpha\right]$$

la aproximațiile

$$\alpha \simeq p ; \quad \left(\frac{P'X}{U^2} \cong 1\right) ; \quad \varkappa \cong 2$$

se obține cu o eroare mai mică de 5 %

$$\eta \simeq \frac{1-\gamma x_r - \beta x_r^2}{(1 + x_r)^2} ,$$

unde

$$\gamma = p\left(\frac{1}{\operatorname{tg}\delta} + \operatorname{tg}\delta + 2 \operatorname{tg}\varphi \cdot \varkappa \cdot \operatorname{tg}\delta\right) ,$$

$$\beta = 1 + p^2 (9 + 3 \operatorname{tg}^2\delta - 4 \frac{\operatorname{tg}\varphi}{\operatorname{tg}\delta} + 4 \operatorname{tg}\varphi \operatorname{tg}\delta + \operatorname{tg}^2\varphi).$$

Rezultă astfel că în calcule simplificate se poate folosi valoarea aproximativă

$$P_e \simeq \frac{P'}{1 + x_r} . \tag{12}$$

Consumatorul echivalent va rezulta deci

$$P_{ce} = P_e - P$$

sau

$$P_{ce} = \frac{P_c}{1 + x_r} - \frac{P x_r}{1 + x_r} . \tag{12'}$$

Se observă astfel că în unele cazuri, dacă $p \cdot x_r$ este mic

$$x_r = \frac{x}{X} \quad ; \quad p = \frac{P}{P'}$$

se poate neglija termenul al doilea din expresia (12') fără ca eroarea în determinarea puterii generatorului echivalent și deci în calculul stabilității statice să fie prea mare.

În acest caz se poate folosi metoda clasică de reducere a sarcinilor după regula momentelor

$$P_{ce} = \frac{P_c}{1 + x_r} = P_c \frac{X}{X + x}. \tag{12''}$$

Schema din figura 8*b* este exactă cu condiția utilizării expresiei (11)

$$P_e^2 = [\eta + p^2 (1 - \eta)] P'^2.$$

Erorile maxime ce pot apare prin folosirea expresiei aproximative

$$(P_e)_{\text{aprox}} = \frac{P'}{1 + x_r} \tag{12}$$

rezultă din compararea celor două expresii de mai sus.

Eroarea din determinarea valorii puterii echivalente va rezulta din expresia

$$(1 - \Delta P_e)^2 = [\eta + p^2 (1 - \eta)] (1 + x_r), \quad \Delta P_e = \frac{(P_e)_{\text{aprox}} - P_e}{(P_e)_{\text{aprox}}},$$

$$(1 - \Delta P_e)^2 = (1 - \gamma x_r - \beta x_r^2) (1 - p^2) + p^2 (1 + x_r)^2. \tag{13}$$

Valoarea erorii depinde de valoarea parametrilor p, x_r, tg δ, tg α.

Cînd p tinde către valoarea sa maximă $p = 1$, eroarea ΔP_e este negativă ; în acest caz, se obține pentru termenul pozitiv al derivatei $\frac{dQ}{dU}$ o valoare mai mică decît cea exactă, ceea ce înseamnă că metoda este optimistă.

De altfel, acest lucru devine evident pentru $p = 1$, deoarece în acest caz

$$P_e = P',$$

iar

$$P_{e\,\text{aprox}} = \frac{P'_r}{1 + x_r}$$

și deci

$$\Delta P_e = - x_r.$$

Rezultă că în domeniul $p \to 1$, se vor obține rezultate acoperitoare din punct de vedere al stabilității statice, luînd $P_{e\,\text{aprox}} = P'$.

Valoarea parametrului p, de la care ΔP_e își schimbă semnul, astfel încît poate fi folosită expresia (12) în mod acoperitor, depinde de valoarea celorlalți parametrii și în special de unghiul δ. Astfel pentru

$$x_r = 0{,}3 \quad \text{și} \quad \cos \varphi = 0{,}8,$$

$$\text{la } \delta = 20°, \quad \Delta P_e = 0 \quad \text{pentru } p \simeq 0{,}6,$$

$$\text{la } \delta = 45°, \quad \Delta P_e = 0 \quad \text{,,} \quad p \simeq 0{,}8.$$

Pentru valori $x_r < 0,3$, valoarea parametrului p pentru care eroarea se anulează, crește (factorul de putere cos φ nu are o influență sensibilă asupra acestei valori).

Se poate admite astfel în calcule utilizarea expresiei aproximative (12), pentru $p \leqslant 0,7$.

Eroarea maximă va rezulta

— pentru $x_r = 0,3$, $\cos \varphi = 0,8$, $\delta = 20°$,

$$\text{la } p = 0,33, \quad (\Delta P_e)_{max} = 17\ \%;$$

— pentru $x_r = 0,3$, $\cos \varphi = 0,8$, $\delta = 45°$,

$$\text{la } p = 0,6, \quad (\Delta P_e)_{max} = 13\ \%.$$

Dacă $x_r < 0,3$ eroarea scade aproximativ proporțional cu x_r.

Întrucît expresia aproximativă pentru puterea echivalentă nu depinde nici de δ și nici de valoarea f.e.m., iar ordinul de mărime al erorii rămîne același la variații ale unghiului δ, rezultă că această metodă aproximativă de reducere a sarcinilor este indicată la studiul unei serii de regimuri ce diferă între ele numai prin variații ale tensiunii, respectiv ale unghiului δ sau prin variația excitației generatorilor. Cum eroarea scade cînd δ tinde către 45°, această metodă aproximativă poate fi utilizată pentru calculul tensiunii critice. În calculele grafice, ea are avantajul că folosește o valoare constantă a reactanței de scurtcircuit a generatorului echivalent, astfel încît scara tensiunilor nu depinde de regimul studiat.

Dacă în locul formulei de reducere a puterii generatorului (12) se folosește metoda clasică de reducerea sarcinilor, se obține o eroare pozitivă suplimentară egală cu

$$\Delta P_{ce} = p x_r$$

7. SCHEMA ECHIVALENTĂ GENERATOR-SARCINĂ CONSTANTĂ

Metoda de reducere a sarcinilor constante poate fi folosită și pentru cazul unei scheme mai complexe decît cea din paragraful anterior.

Astfel pentru orice sistem debitînd o putere constantă în rețea, se poate găsi un generator echivalent, avînd o reactanță egală cu reactanța de scurtcircuit a sistemului considerat și avînd conectată la borne o sarcină locală echivalentă, care să debiteze aceeași putere activă P și aceeași putere reactivă Q ca și sistemul de echivalat, cu aceeași derivată $\frac{dQ}{dU}$.

Puterea activă a acestui generator echivalent rezultă din abscisa punctului de intersecție al unui semicerc, avînd diametrul OT, cu paralela la axa ordonatelor dusă prin punctul de funcționare M. OT este subtangenta curbei de funcționare, iar în cazul mai multor generatori debitînd puteri constante

$$OT = OT_1 + OT_2 + \ldots O_{n-1} T_n \text{ (fig. 9)}.$$

Pentru găsirea diagramei echivalente față de un alt nod al rețelei, se folosește metoda reducerii sarcinilor constante (vezi punctul 6).

Întrucît metoda reducerii sarcinilor constante, nu folosește decît proprietatea proporționalității dintre puterile P_c și P', aceeași metodă poate fi folosită și în cazul unui sistem debitînd o putere variabilă în sistem.

În acest caz, sistemul se va reduce la un generator echivalent cu o sarcină locală echivalentă, avînd puterea P'_c proporțională cu puterea debitată în sistem.

Pentru citirea diagramei $\left(\alpha = \frac{1}{X_e}U + \frac{Q}{U};\ \beta = \frac{P}{U}\right)$ va fi necesar însă să se cunoască un element în plus (de exemplu curba $P = f(U)$).

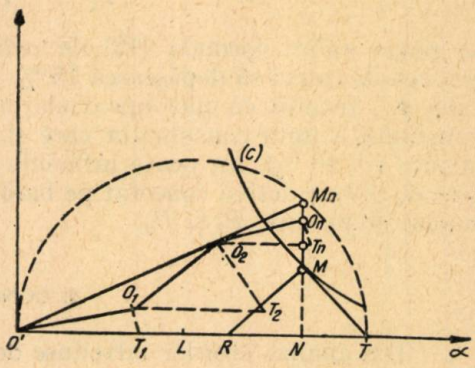


Fig. 9

Metoda arătată este riguroasă numai în măsura în care se folosește pentru reducerea sarcinii constante (sau proporționale) formula exactă (11) și în măsura în care este suficientă identitatea tangentelor la curba de funcționare, într-un punct al acesteia, pentru determinarea schemei echivalente.

Întrucît, în general, se va lucra cu expresiile aproximative (12) și (12''), erorile metodei vor fi cele arătate la punctul 6. Avantajul metodei constă în faptul că reactanța generatorului echivalent este constantă, astfel, încît se poate trasa o curbă caracteristică, scara tensiunilor fiind constantă.

8. ASIMILAREA REȚELELOR BUCLATE CU REȚELE ARBORESCENTE

O rețea buclată poate fi calculată ca și o rețea arborescentă, dacă se înlocuiește linia cu circulația de putere cea mai mică prin cîte un

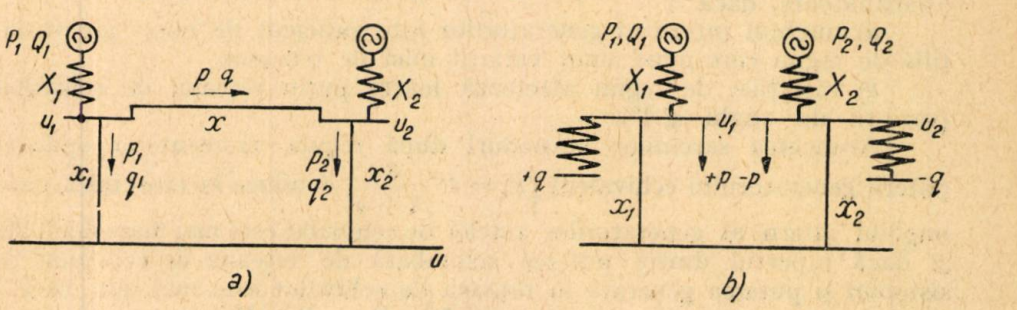


Fig. 10

generator și un consumator de puteri active constante, conectați în nodurile legate prin linia respectivă (fig. 10).

De asemenea se va conecta în nodurile respective cîte o reactanță constantă, astfel încît reactanța de scurtcircuit a sistemului să rămînă egală cu cea reală.

Considerentele de la punctul 6 arată că dacă

$$\frac{p}{P_1}, \quad \frac{p}{P_2} < 0{,}7$$

se poate aplica formula (12) de reducere a sarcinilor constante, fără ca eroarea de calcul să depășească 15 %. Întrucît în această formulă nu intervine p, rezultă că nici aproximația făcută prin asimilarea cu o sarcină constantă a unui consumator care și în realitate variază în limite foarte strînse ($\pm$ 10 %), nu poate influența determinarea consumatorului echivalent de putere activă conectat pe bară de tensiune U, care va depinde deci numai de puterile P_1 și P_2.

9. CONCLUZII

Din analiza erorilor introduse de diferite scheme echivalente în calculele de stabilitate statică rezultă următoarele concluzii privind domeniile de utilizare ale diferitelor tipuri de scheme echivalente.

Se poate folosi generatorul echivalent, avînd același curent de scurtcircuit de mers în gol și debitînd aceleași puteri active și reactive ca și rețeaua de echivalat dacă

a) unghiurile interne ale generatorilor din rețeaua de echivalat sînt mici (sub 15—20°) (fig. 4);

b) raportul dintre puterea debitată spre sistem (sau primită) și puterea generatorilor tinde către 1 (fig. 4), iar decalajele dintre rotorii acestor generatori sînt constante sau mici.

Generatorul echivalent care debitează aceeași putere activă, și reactivă, în sistem, avînd aceleași derivate de ordinul 1 în raport cu tensiunea ca și rețeaua de echivalat [2] conduce la rezultate exacte în verificarea stabilității statice. El poate fi folosit cu succes la studiul unei serii de regimuri asemănătoare, dacă

a) unghiul intern al generatorilor este suficient de mic, iar variațiile de regim corespund unor variații mici de tensiune

b) variațiile de regim afectează foarte puțin rețeaua de echivalat (variații de unghi $\leqslant 1°$).

Aruncarea sarcinilor la noduri după regula momentelor aplicată puterii generatorului echivalent $\left(P_e = P' \frac{X}{X+x}\right)$ conduce la erori mici, dacă unghiul intern al generatorilor rețelei de echivalat este mai mare decît 20° și dacă raportul dintre puterea schimbată de rețeaua de echivalat cu sistemul și puterea generată în rețeaua de echivalat este mai mic decît 1 (dacă acest raport tinde către 1 se va lua $P_e = P'$). Metoda este avantajoasă pentru studiul unei serii de regimuri asemănătoare și în special pentru determinarea stării critice dacă unghiurile interne ale generatorilor din ramura de echivalat variază mult.

În cazul cînd produsul $\frac{x}{X} \cdot \frac{P}{P'}$ este mic, se poate folosi cu succes și reducerea sarcinilor după legea momentelor aplicată în mod clasic $\left(P_{ce} = P_c \frac{X}{X + x}\right)$.

Ambele metode de reducere a sarcinilor sînt acoperitoare din punct de vedere al calculului stabilității statice.

Neglijarea rezistențelor ohmice longitudinale conduce de asemenea la calcule acoperitoare; dacă raportul dintre rezistențele ohmice longitudinale și reactanțele echivalente ale rețelei este mare, se pot corecta rezultatele prin micșorarea puterii generatorului echivalent conform expresiei (8).

Rețelele buclate pot fi descompuse în rețele ramificate, fără a se introduce astfel erori importante în calculul stabilității statice.

ANEXĂ

EXEMPLU DE CALCUL

1. CONSIDERAȚII PRELIMINARE

1. Vom ilustra considerațiile de mai sus printr-un exemplu de calcul, în care vom aplica cele trei metode de reducere a schemei unui sistem energetic la o bară unică, pentru studiul stabilității statice a sistemului prin metoda consumatorului unic echivalent [1].

Condiția de stabilitate pentru un sistem radial (cu bară unică) este dată de [3]:

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{I_i}{\cos \delta_i} < Q'_u, \tag{14}$$

pentru $E_d = \text{const}$. Vom presupune, pentru simplificare, caracteristici statice ale consumatorilor de forma

$$P_c = \text{const}, ; \quad Q_c = kU^2 = Y_c . U^2.$$

Astfel expresia (14) devine

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{I_i}{\cos \delta_i} < 2 \left(\sum_{i=1}^{n} Y_{gi} + Y_c \right) \cdot U^r \tag{14'}$$

sau

$$\sum_{i=1}^{n} \frac{I_i}{\cos \delta_i} < 2 \sum_{i=1}^{n} I_i \cos \delta_i \tag{15}$$

care se obține cu ușurință grafic [1].

Deoarece $E_d = \text{const.}$, în calcule vom neglija rezistențele liniilor față de reactanțe.

2. SCHEMA SISTEMULUI ENERGETIC

S-a considerat un sistem energetic arborescent, al cărui prim regim de funcționare este arătat în schema din figura 11, unde sînt notate reactanțele schemei (în Ω), circulația de puteri (MW ; MVAR) și tensiunile pe bare (kV).

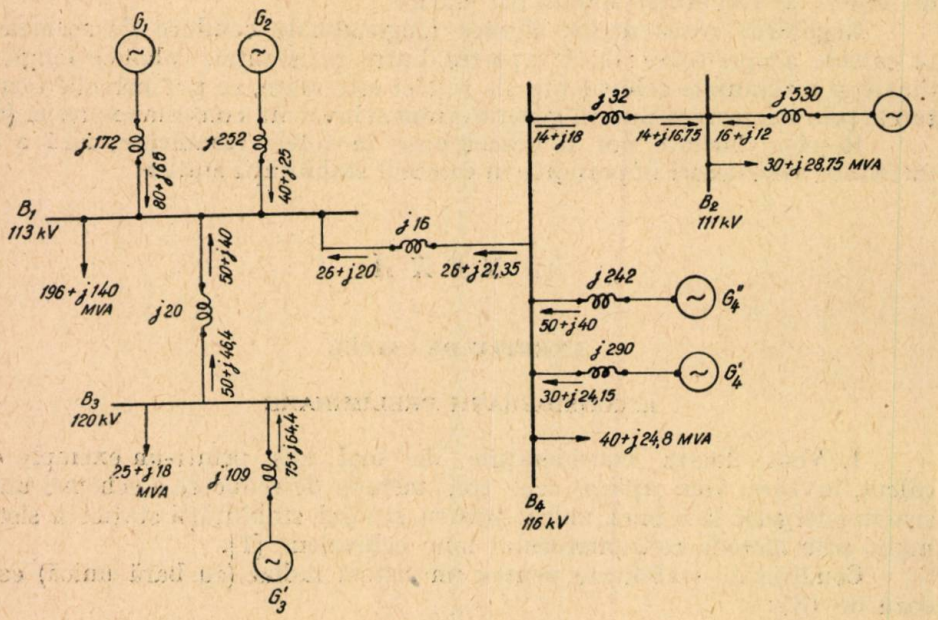


Fig. 11

Sistemul are un nod principal B_1, unde este legat consumatorul cel mai important (196 MW ; 140 MVAR) ; generatoarele din sistem au următoarele caracteristici nominale :

	P_n MW	cos φ_n
G_1	110	0,8
G_2	50	0,8
G'_3	90	0,85
G'_4	40	0,8
G''_4	60	0,8
G'''_4	20	0,8.

3. REDUCEREA SCHEMEI LA O BARĂ UNICĂ (B_1)

3.1. *Aruncarea la capete a puterilor active ale consumatorilor după legea momentelor.* Metoda cunoscută de reducere a schemelor sistemelor energetice la o bară cu un consumator unic folosește legea momentelor

pentru aruncarea puterilor active ale consumatorilor la noduri. Metoda nu este riguroasă în calculul stabilității statice, este însă acoperitoare (pesimistă) și dă rezultate satisfăcătoare în cazul reactanțelor mici de legătură între diferitele noduri (cazul schemei din fig. 11). Reactanța corespunzătoare puterii reactive a consumatorilor se va pune în paralel cu cea a generatorului de pe bara respectivă.

Vom folosi această metodă de reducere pentru schema din figura 11.

Reactanța consumatorului de putere reactivă de pe bara B_2 are valoarea

$$x_2' = \frac{U_2^2}{Q_{c2}} = \frac{111^2}{28{,}75} = 428\ \Omega.$$

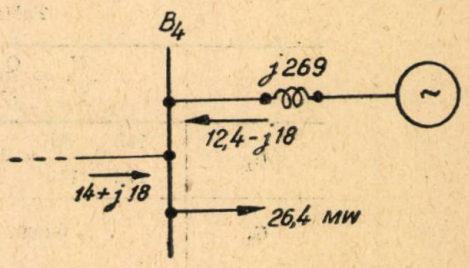


Fig. 12

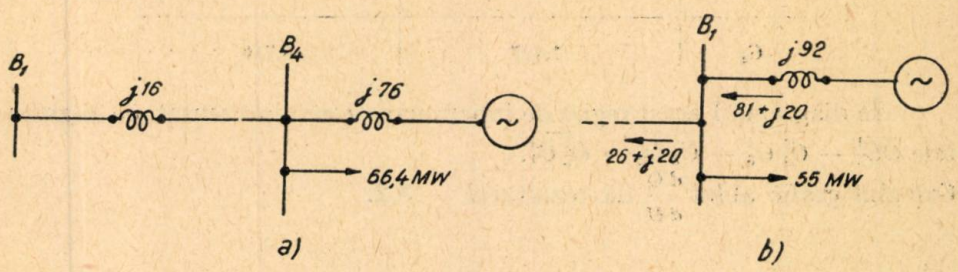


Fig. 13

în paralel cu reactanța generatorului j 530 se obține

$$x_2 = 237\ \Omega.$$

Puterea activă de 30 MW se *aruncă* pe bara B_4

$$P_{4a} = 30\,\frac{237}{269} = 26{,}4\ \text{MW}.$$

Se obține pentru ramura generatorului G'''_4 schema din figura 12. Pe bara B_4 reactanțele generatorilor și cea corespunzătoare puterii reactive de j 24,8 MVA se unesc în paralel rezultînd

$$x_4 = \xi\ 76\ \Omega.$$

Se obține schema din figura 13*a* care după aruncarea sarcinii la capete devine cea din figura 13 *b*.

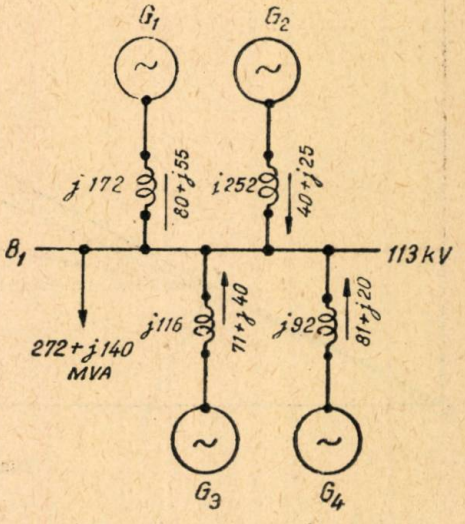


Fig. 14

Procedînd analog pentru ramura generatorului G'_3 rezultă o schemă redusă reprezentată în figura 14, avînd o bară cu consumator unic.

Pentru diagrama de funcționare care folosește curenții de scurtcircuit folosim tabloul nr. 2.

Tabloul nr. 2

	$\frac{U}{X_i} + \frac{Q_i}{U}$	$\frac{P_i}{U}$
G_1	$\frac{113}{172} + \frac{55}{113} = 1{,}143$	$\frac{80}{113} = 0{,}708$
G_2	0,669	0,354
G_3	1,328	0,63
G_4	1,407	0,716

În diagrama I acest regim de funcționare este reprezentat de segmentele $\overline{OO_4^1} - \overline{O_4^1 O_3^1} - \overline{O_3^1 O_2^1} - \overline{O_2^1 O_1^1}$.
Calculul grafic al lui $\frac{d\,Q}{d\,U}$ dă rezultatul — 3,2.

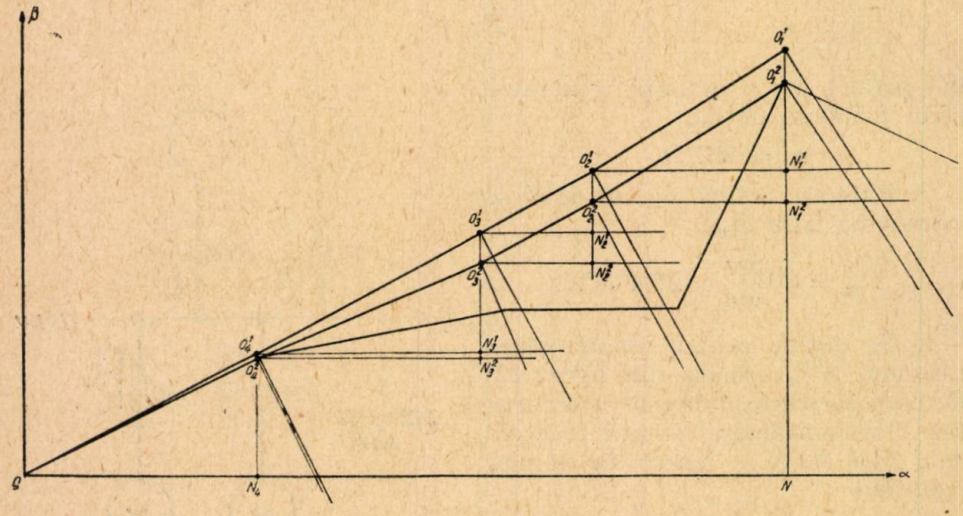


Diagrama I

3.2. *Reducerea schemei prin aplicarea legii momentelor pentru puterea activă a generatorilor.* Rezultate mai exacte se obțin folosind pentru reducerea schemei la o bară unică legea momentelor pentru puterea activă a generatorilor.

După ce reactanța corespunzătoare consumatorului de putere reactivă j 28,75 MVAR a fost inclusă în reactanța generatorului G'''_4, schema acestei ramuri a devenit ca în figura 15.

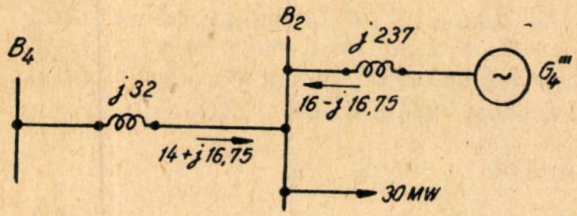


Fig. 15

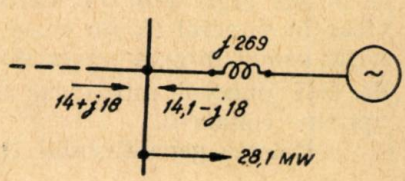


Fig. 16

În schema echivalentă acestei ramuri, generatorul va debita puterea activă

$$P_{ge} = 16 \cdot \frac{237}{269} = 14{,}1 \text{ MW}.$$

Se obține astfel schema din figura 16.

Pe bara B_4 puterea activă a generatorului echivalent se află din condiția egalității efectului reglant al puterii reactive. Schema care trebuie redusă este cea din figura 17.

Se construiește diagrama II de funcționare corespunzătoare figurii 17 folosind tabloul nr. 3.

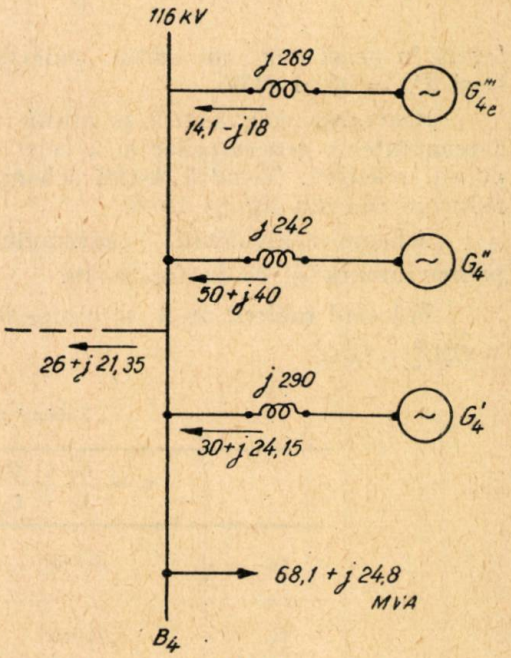


Fig. 17

Tabloul nr. 3

	$\frac{U_4}{X_i} + \frac{Q_i}{U_4}$	$\frac{P}{U_4}$
G'''_{4e}	$\frac{116}{269} - \frac{18}{116} = 0{,}276$	$\frac{14{,}1}{116} = 0{,}121$
G''_4	0,825	0,431
G'_4	0,608	0,258

Ducînd perpendiculare și însumînd segmentele

$$\overline{OT_1} + \overline{O_1T_2} + \overline{O_2T_3}$$

se obține segmentul $\overline{OT}$. Cercul de diametru $\overline{OT}$ întîlnește dreapta $\overline{NO_3}$, chiar în punctul O_3 (în cazul general, verticala dusă din punctul N întîlnește cercul într-un punct diferit de punctul de funcționare O_3; în cazul de față punctul este chiar O_3, deoarece vectorii $\overline{OO_1} - \overline{O_1O_2} - \overline{O_2O_3}$ sînt aproape coliniari).

Puterea generatorului echivalent se obține din

$$\frac{P_{e4}}{U} = \overline{O_3N}$$

(egală în acest caz cu suma puterilor generatorilor de pe bara B_4). Deci $P_{e4} = 94,1$ MW.

Reactanța echivalentă se obține analog prin compunerea în paralel a reactanțelor generatorilor și a celei corespunzătoare consumatorului de putere reactivă. Rezultă astfel schema din figura 18*a* și printr-o nouă reducere cea din figura 18 *b*.

Schema echivalentă sistemului rezultă, după un calcul analog pentru ramura G_3, ca în figura 19.

Folosind tabloul nr. 4, se obține în diagrama I vectorii $\overline{OO_4^2} - \overline{O_4^2O_3^2} - \overline{O_3^2O_2^2} - \overline{O_2^2O_1^2}$

Tabloul nr. 4

	$\alpha_i = \frac{U_1}{X_i} + \frac{Q_i}{U_1}$	$\beta_i = \frac{P_i}{U_1}$
G_1	1,143	0,708
G_2	0,669	0,354
G_3	1,328	0,55
G_4	1,407	0,687

Ducînd perpendicularele și calculînd valoarea lui $\frac{dQ}{dU}$ se obține $\frac{dQ}{dU} = -3,32$.

3.3. *Reducerea sistemului la o bară unică, folosind un generator echivalent pentru calculul stabilității statice.* Sistemul energetic considerat va fi

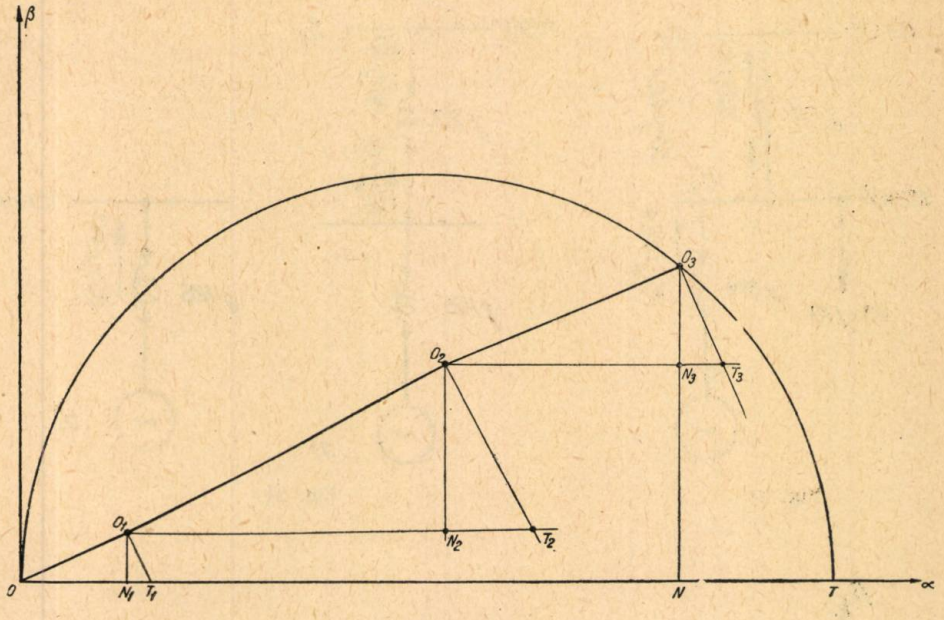


Diagrama II

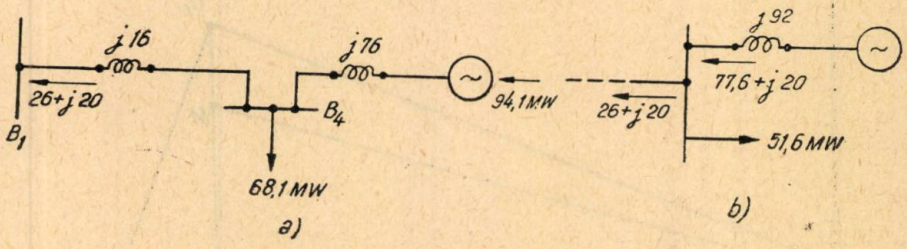


Fig. 18

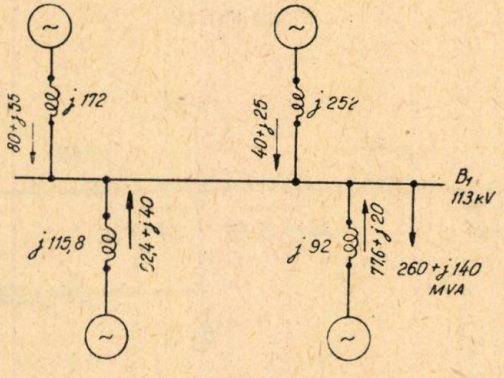


Fig. 19

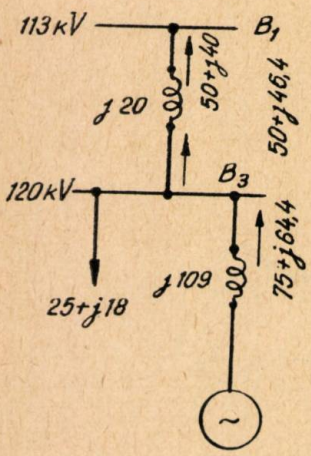


Fig. 20

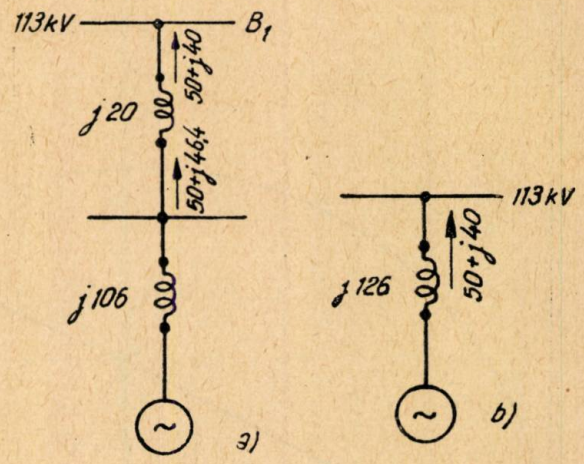


Fig. 21

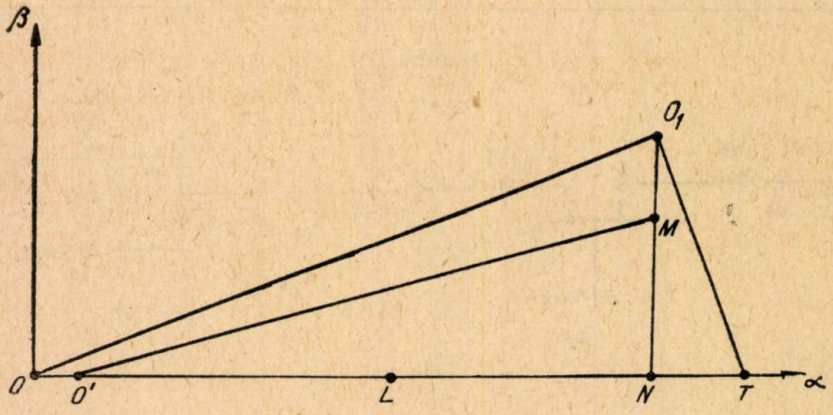


Diagrama III

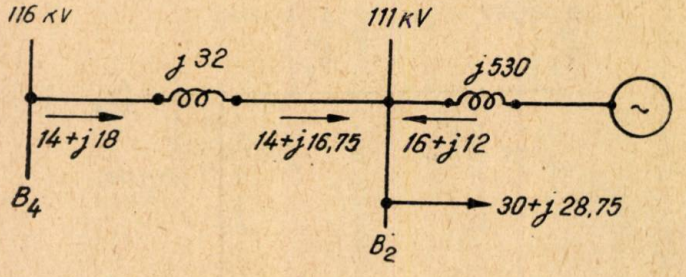


Fig. 22

redus la o bară unică (B_1) în condițiile aceleași circulații de puteri și a efectului reglant $\left(\frac{dQ}{dU}\right)$ identic, folosind metoda riguroasă a unui generator echivalent [2].

Ramurei din figura 20 îi corespunde generatorul echivalent din figura 21 *a* obținut cu ajutorul diagramei III.

Diagrama III s-a construit cu următoarele valori :

$$\overline{ON} = \frac{U}{X} + \frac{Q}{U} = \frac{120}{109} + \frac{64,4}{120} = 1,64\,; \qquad \overline{O_1N} = \frac{P}{U} = \frac{75}{120} = 0,625.$$

Se duce perpendiculara $\overline{O_1T}$ pe $\overline{OO_1}$ și se împarte segmentul $\overline{OT}$ la 2, obținîndu-se punctul L.

Generatorul echivalent debitează puterea de 50 MW, deci ordonata lui va fi $\overline{NM} = \frac{50}{120} = 0,416$. Ducînd semicercul de rază $\overline{LM}$ se obține punctul O', care determină generatorul echivalent căutat

$$\text{din diagramă} \begin{cases} \overline{O'M} = I_e = \frac{E_e}{x_e} = 1,58, \\ \overline{O'N} = \frac{U}{X_e} + \frac{Q'}{U} = 1,52. \end{cases} \tag{16}$$

Știind că $U = 120$ kV și $Q' = 46,4$ MVAR, rezultă din (16)

$$E_e = 167 \text{ kV} \quad \text{și} \quad X_e = 106\ \Omega.$$

Pînă la bara B_1 se adaugă în serie reactanța $j\,20$, astfel că, în definitiv, se obține generatorul echivalent din figura 21 *b*.

Se procedează analog pentru ramura din figura 22 și rezultă motorul sincron echivalent din figura 23 *a* (diagrama IV).

În diagrama IV sînt date :

$$\overline{ON} = \frac{12}{111} + \frac{111}{530} = 0,32,$$

$$\overline{NO_1} = \frac{16}{111} = 0,144,$$

$$\overline{O_1M} = \frac{30}{111} = 0,27,$$

sau

$$\overline{MN} = \frac{14}{111} = 0,126$$

și rezultă

$$\overline{O'M} = \frac{E_e}{X_e} = 0{,}33,$$

$$\overline{O'N} = \frac{U}{X_e} + \left(\frac{-Q}{U}\right) = \frac{111}{X_e} - \frac{16{,}75}{111} = 0{,}305$$

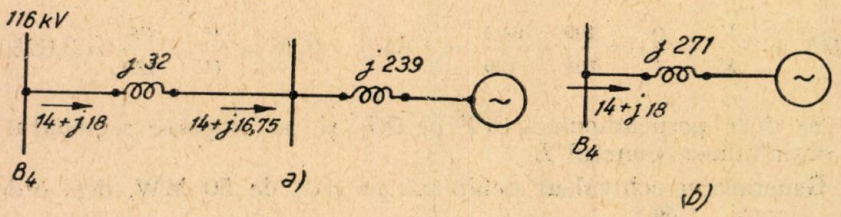


Fig. 23

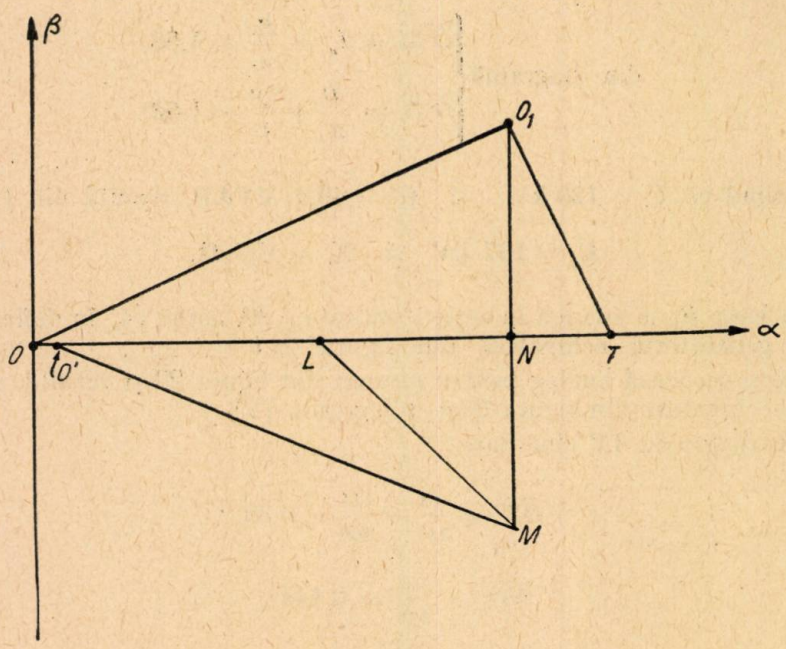


Diagrama IV

(s-a luat $-Q$ datorită faptului că puterea reactivă este absorbită) adică

$$X_e = 239\ \Omega \text{ și } \quad E_e = 79\ \text{kV}.$$

În continuare se caută generatorul echivalent pe bara B_4. Se folosește în acest scop schema din figura 24, din care se obține cu ajutorul diagramei V generatorul echivalent din figura 25 *a*.

Diagrama V se construiește cunoscînd :

$$\overline{ON_1} = \frac{116}{242} + \frac{50}{116} = 0{,}825,$$

$$\overline{N_1O_1} = \frac{50}{116} = 0{,}43,$$

$$\overline{O_1N_2} = \frac{116}{290} + \frac{2{,}15}{116} = 0{,}608,$$

$$\overline{N_2O_2} = \frac{30}{116} = 0{,}258,$$

$$\overline{O_2N_3} = \frac{116}{271} - \frac{18}{116} = 0{,}273,$$

$$\overline{O_3N_3} = \frac{14}{116} = 0{,}121.$$

Se duc perpendicularele $\overline{O_1T_1} \perp \overline{OO_1}$, $\overline{O_2T_2} \perp \overline{O_1O_2}$; $\overline{O_3T_3} \perp \overline{O_2O_3}$ și se face semisuma $\frac{1}{2}(\overline{OT_1} + \overline{O_1T_2} + \overline{O_2T_3})$ — obținîndu-se mărimea $\overline{OL}$. Cercul de rază $\overline{LM}$ (M fiind determinat de puterea activă a generatorului echivalent 26 MW

$$\overline{NM} = \frac{26}{116} = 0{,}224)$$

determină punctul O' și deci generatorul căutat

$$\overline{O'M} = I_e$$

$$\overline{O'N} = \frac{Q}{U_4} + \frac{U_4}{X_e}.$$

Rezultă $X_e = 92{,}4\ \Omega$ și $E_e = 135$ kV (fig. 25 *a*).

Față de bara B_1 generatorul căutat este înfățișat în figura 25 *b*. S-a ajuns astfel la schema echivalentă din figura 26.

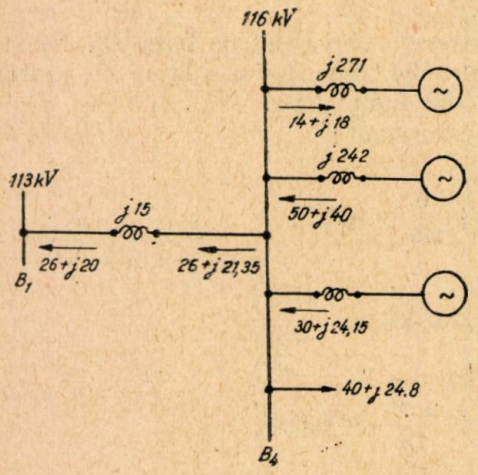


Fig. 24

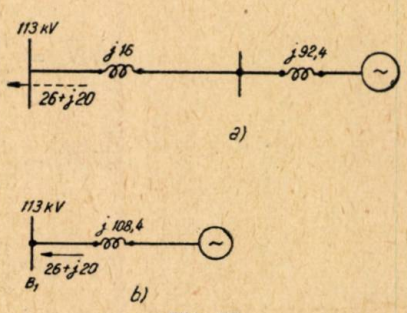


Fig. 25

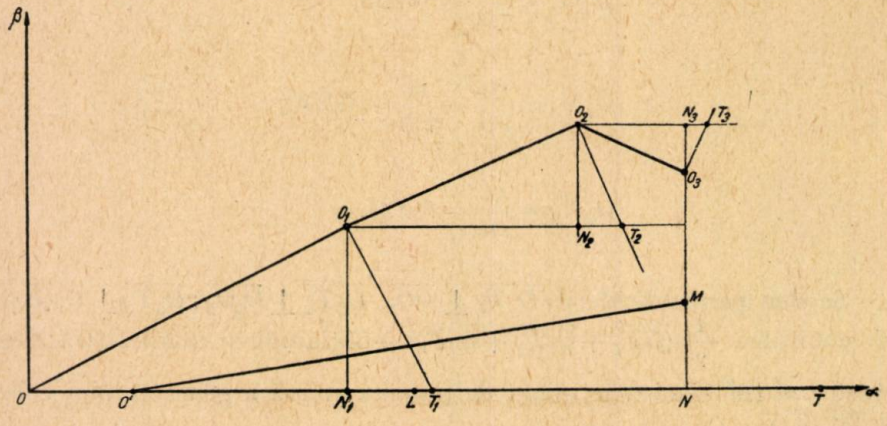


Diagrama V

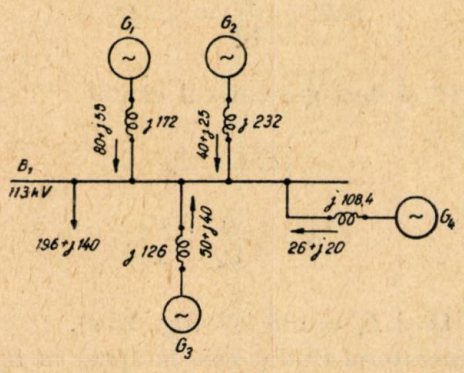


Fig. 26

Pentru alcătuirea diagramei de funcționare VI, corespunzătoare schemei din figura 26 se folosește tabloul nr. 5.

Tabloul nr. 5

	$\alpha_i = \frac{U_1}{X_i} + \frac{Q_i}{U_1}$	$\beta_i = \frac{P_i}{U_1}$ $i = 1, 2, 3, 4$
G_4	$1{,}217(\overline{ON_4})$	$0{,}23(\overline{N_4O_4})$
G_3	$1{,}251(\overline{O_4N_3})$	$0{,}442(\overline{N_3O_3})$
G_2	$0{,}671(\overline{O_3N_2})$	$0{,}354(\overline{N_2O_2})$
G_1	$1{,}142(\overline{O_2N_1})$	$0{,}708(\overline{N_1O_1})$

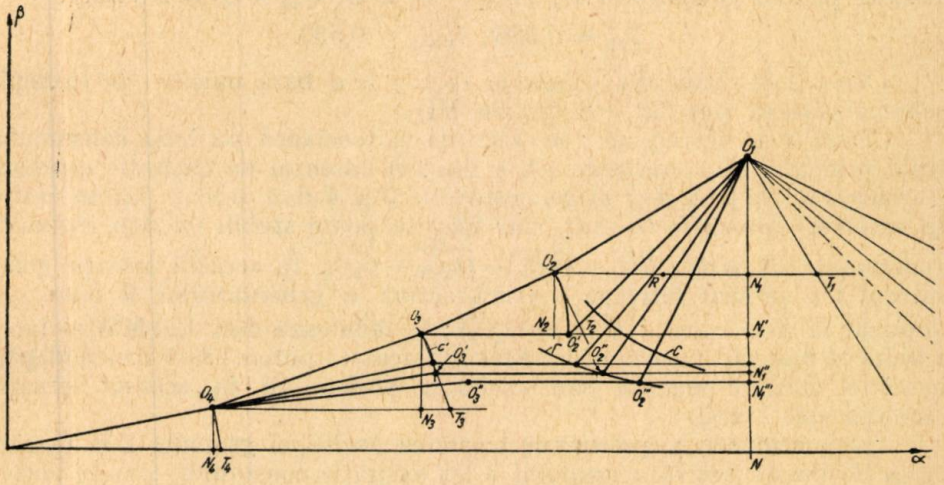


Diagrama VI

Calculul grafic dă pentru $\frac{dQ}{dU}$ valoarea

$$\frac{dQ}{dU} = -3{,}77$$

4. PUTEREA MAXIMĂ A GRUPULUI 1 FUNCȚIONÎND ÎN PARALEL CU SISTEMUL, LA TENSIUNE MENȚINUTĂ PE BARĂ CONSTANTĂ

4.1. Se va determina puterea activă maximă pe care ar putea să o debiteze generatorul G_1 — la limita de stabilitate statică, dacă tensiunea pe bara B_1 este menținută constantă (113 kV). Pentru determinarea puterii

maxime a generatorului 1, în prealabil, vom calcula f.e.m. plafon și curenții maximi admisibili pentru generatorii 1 și 2 — la tensiunea constantă pe bare.

Pentru G_1 : $P_{n1} = 110$ MW,

$\cos \varphi = 0{,}8$

$Q_{n1} = 82{,}5$ MVAR.

Admițînd un curent de excitație plafon de 110 %, cu neglijarea saturației, $I_{p1} = 1{,}1$. $I_{n1} = 1{,}88$.

Curentul debitat nominal are valoarea

$$i_{n1} = \sqrt{\left(\frac{P_{n1}}{U_1}\right)^2 + \left(\frac{Q_{n1}}{U_1}\right)^2} = 1{,}22.$$

Se admite o suprasarcină de 5 %, deci rezultă

$$i_{\max 1} = 1{,}05 \cdot i_{n1} = 1{,}28.$$

Analog pentru generatorul G_2 ($P_{n2} = 50$ MW, $Q_{n2} = 37{,}5$ MVAR) ;

$$I_{p2} = 0{,}986 \; ; \; i_{\max 2} = 0{,}553.$$

Vom folosi una din schemele reduse la o bară unică — de exemplu schema corectă (fig. 26 — diagrama VI)

Dacă vom presupune : *a*) Puterile și tensiunea pe bara consumatorului principal sînt constante (O_1 e fix) ; *b*) curentul de excitație constant la generatoarele 2, 3, 4 și *c*) generatoarele 3 și 4 dau aceeași putere activă (și reactivă) (punctele O_3 și O_4 sînt fixe) se poate stabili un nou regim de funcționare în poziția $\overline{OO_4} - \overline{O_4O_3} - \overline{O_3O_2'} - \overline{O_2'O_1}$. În această situație generatorul 1 a preluat întreaga sarcină activă a generatorului 2 (care s-a deplasat la $E = \text{const.}$: $\overline{O_3O_2} = \overline{O_3O_2'}$) ; G_1 debitează deci 120 MW — (vom admite că motorul primar poate dezvolta această putere) fără însă a depăși curentul statoric maxim sau excitația plafon. Și în această situație sistemul este stabil.

În continuare se presupune creșterea excitației grupului 2 și descărcarea de putere activă a grupului 3 (la excitație constantă), putere activă care va fi preluată de grupul 1. Curentul statoric al generatorului 1 ($\overline{O_1R\xi}$) poate crește pînă la valoarea maximă $\overline{O_1C} = i_{\max 1} = 1{,}28$; locul geometric al punctului C va fi deci un cerc de rază O_1C ; la acest cerc trebuie adăugat pe orizontală mărimea constantă $\frac{U_1}{x_1} = 0{,}654$, obținîndu-se astfel curba Γ (locul geometric al punctului O_2''), care determină generatorul 1 ($\overline{O_2''O_1}$). La excitație constantă a grupului 3, punctul O_3 se mișcă pe un cerc C'. Între curba Γ și cercul C' trebuie plasat orizontal generatorul 2 la curent de excitație plafon ($I_{p2} = 0{,}986$). Se obține astfel regimul de funcționare $\overline{OO_4} - \overline{O_4O_3'} - \overline{O_3'O_2''} - \overline{O_2''O_1}$. Sistemul se află sub limita de stabilitate, iar generatorul 1 debitează puterea $P = \overline{O_1N_1''}$. $U_1 = 1{,}27 \cdot 113 = 143$ MW.

Presupunînd și excitația grupului 3 variabilă, se ajunge la situația $\overline{OO_4} - \overline{O_4O_3''} - \overline{O_3''O_2'''} - \overline{O_2'''O_1}$, cînd grupul 1 a fost complet descărcat de

putere reactivă și debitează 149 MW. Vom considera această putere ca puterea maximă care ar putea fi debitată de grupul 1 — deși sistemul mai are o rezervă din punct de vedere al stabilității statice.

Rezultată din diagrama VI, ultima situație de funcționare s-a reprezentat în figura 27.

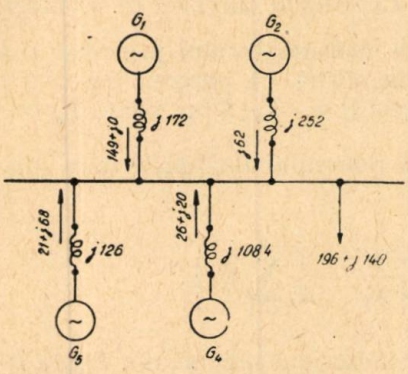


Fig. 27

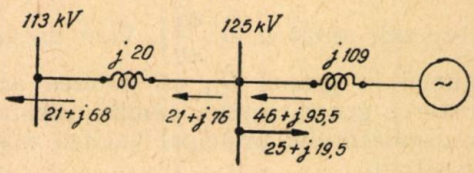


Fig. 28

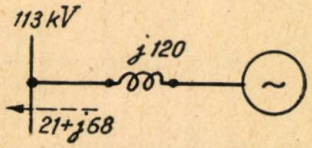


Fig. 29

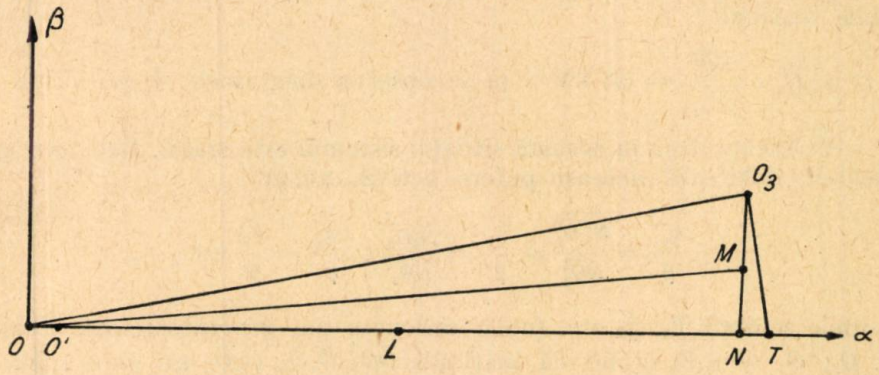


Diagrama VII

Vom căuta eroarea făcută în calculul de mai sus, știind că G_3 este un generator echivalent numai pentru regimul inițial de funcționare. Calculul corect al ultimului regim pentru ramura ce conține generatorul G_3' dă rezultatele din figura 28.

Rezultă $E = 212$ kV și $i = 0{,}846$, care sînt sub valorile nominale ale f.e.m. respectiv curentului statoric. Generatorul echivalent al schemei din figura 28 rezultat din diagrama VII este arătat în figura 29.

În comparație cu generatorul G_3 din figura 27 se observă că eroarea făcută este neglijabilă

Calculul puterii maxime cu celelalte scheme reduse (fig. 14 sau fig. 19) dau același rezultat pentru puterea maximă a grupului 1.

5. TENSIUNEA CRITICĂ PE BARA B_1.

În exemplul următor se caută tensiunea critică pe bara B_1 (care corespunde anulării lui $\frac{dQ}{dU}$). Vom presupune că scădem curentul de excitație numai la grupul G_1, că puterea activă a consumatorului principal și a tuturor generatoarelor rămîne constantă, în sfîrșit, că puterea reactivă a consumatorului principal variază după legea $Q = Y_s \cdot U^2$; unde Y_s este constant.

În aceste condiții locul geometric al punctului de funcționare (diagrama VI) este o hiperbolă de ecuație

$$\alpha.\beta = \text{const.} = \left(\frac{\sum_{i=1}^{4} P_i}{U_1}\right)\left(U_1 \sum_{i=1}^{4} \frac{1}{X_i} + \frac{1}{U_1} \sum_{i=1}^{4} Q_i\right).$$

Vom calcula tensiunea critică folosind la început schema din figura 19.

Se trasează hiperbola ce trece prin punctul $O_1^2\ \xi$ (diagrama I) și ne alegem un punct pe hiperbolă fie el O_1 (diagrama VIII); acesta corespunde tensiunii

$$U = U_1 \cdot \frac{\overline{NO_1^2}}{\overline{NO_1}} = 90 \text{ kV} \quad \text{(a se observa diagramele I și VIII).}$$

Verificăm dacă în această situație sistemul este stabil. Deoarece generatoarele debitează aceeași putere activă, avem

$$\frac{\beta_1}{\beta} = \frac{\overline{N_1^2 O_1^2}}{\overline{NO_1^2}} = \frac{\beta_1'}{\beta'} = \frac{\overline{N_1 O_1}}{\overline{NO_1}}\ ;\ \frac{\beta_2}{\beta} = \frac{\beta_2'}{\beta'} \text{ etc.},$$

de unde se obțin β_1', β_2' etc. (noile ordonate ale generatoarelor). Punctele O_2, O_3, O_4 se află știind că mărimile $\overline{OO_4}$, $\overline{O_4O_3}$, $\overline{O_3O_2}$ nu s-au schimbat, curenții de excitație la acești generatori fiind constanți.

Se trasează astfel pe diagramă curenții de scurtcircuit ai generatoarelor pentru noua situație de funcționare

$$\overline{OO_4} - \overline{O_4O_3} - \overline{O_3O_2} - \overline{O_2O_1}.$$

Se duc perpendiculare și se obține grafic valoarea lui $\frac{dQ}{dU} = -0{,}42$. Se constată că sistemul e încă stabil.

Printr-o construcție asemănătoare, pentru punctul de funcționare O_1' se obține $\frac{dQ}{dU} \cong 0$.

Acestui punct îi corespunde tensiunea critică

$$U_{cr} = 88 \text{ kV}.$$

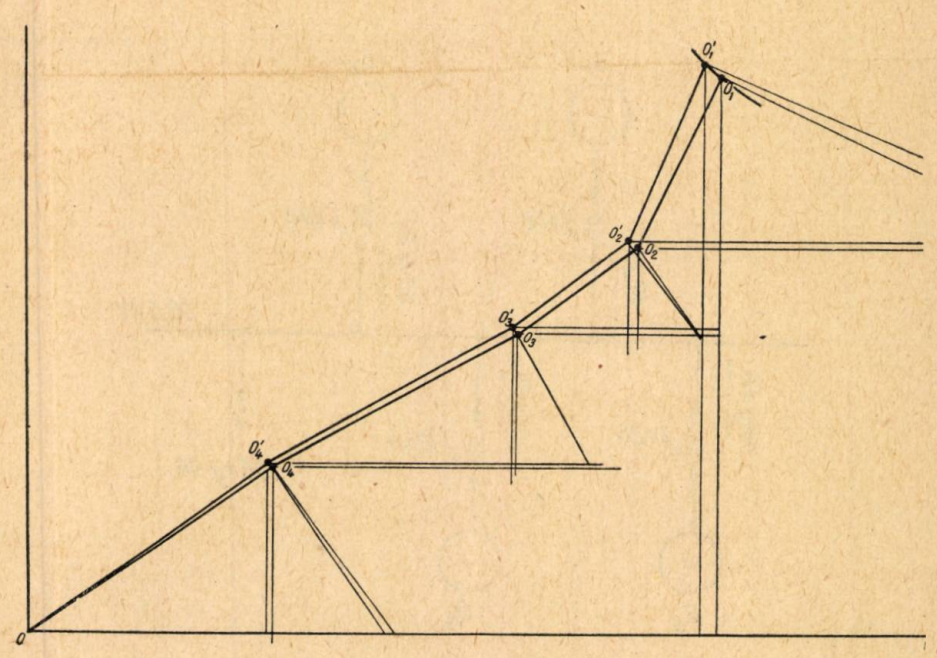


Diagrama VIII

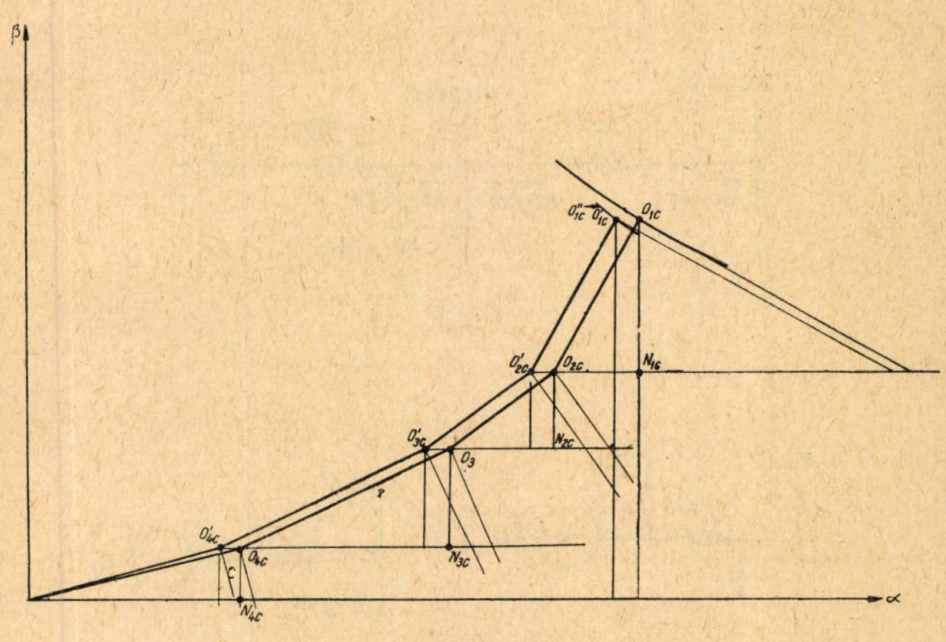


Diagrama IX

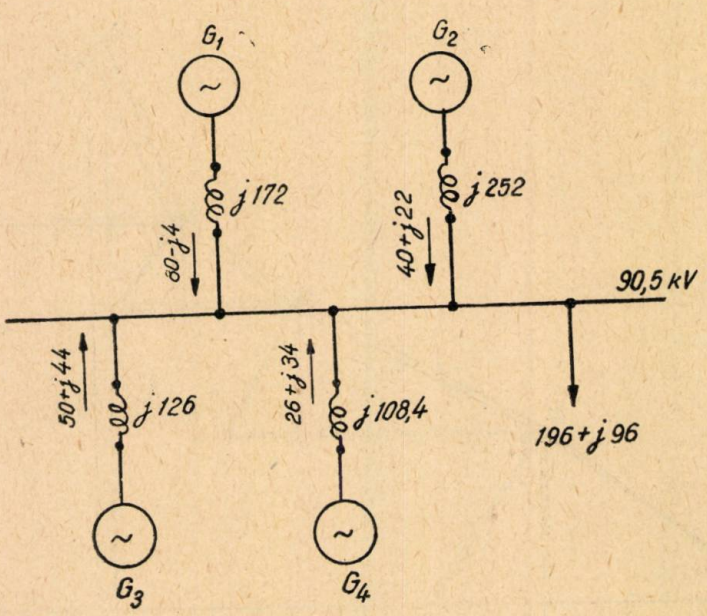


Fig. 30

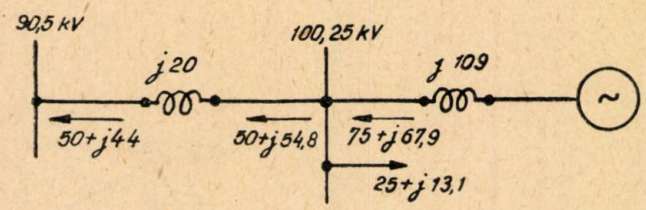


Fig. 31

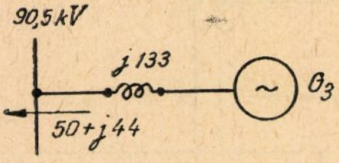


Fig. 32

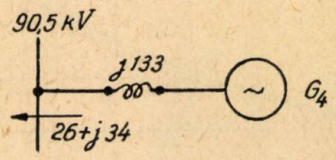


Fig. 33

Folosind schema din figura 14, se obține procedînd asemănător $U'_{cr} = 90$ kV.

Calculăm tensiunea critică, pornind de la schema corectă (fig. 26). Se procedează analog, alegînd un punct O_{1c} (diagrama IX) căruia îi corespunde tensiunea $U = 90{,}5$ kV ; se determină punctele O_{4c}, O_{3c}, O_{2c} și se calculează $\frac{dQ}{dU}$. Se obține

$$\frac{dQ}{dU} = -1{,}3 \text{ deci sistemul este stabil.}$$

Din diagrama IX rezultă circulația de puteri din figura 30.

Verificăm corectitudinea calculului, știind că generatorii 3 și 4 erau generatori echivalenți valabili pentru calculul lui $\frac{dQ}{dU}$ numai în regimul inițial de funcționare.

Pentru ramura 3 calculul circulației de puteri dă rezultatele din figura 31.

Construind prin metoda cunoscută generatorul echivalent corect pentru acest regim de funcționare se obține figura 32.

Se procedează analog pentru ramura (4) și se găsește generatorul din figura 33 (nu se mai dau detalii de calcul, metoda presupunîndu-se acum cunoscută).

Deci regimul de funcționare real este cel din figura 34.

Reprezentarea grafică, corespunzătoare figurii 34, este arătată în diagrama IX în poziția $\overline{OO'_{4c}} - \overline{O'_{4c}O'_{3c}} - \overline{O'_{3c}O'_{2c}} - \overline{O'_{2c}O'_{1c}}$. Se calculează grafic valoarea reală a lui $\frac{dQ}{dU}$. Se obține $\frac{dQ}{dU} = -1{,}04$. Sistemul este deci într-adevăr stabil.

Pentru a obține tensiunea critică $\left(\frac{dQ}{dU} = 0\right)$, calculul trebuie repetat luînd pe hiperbola inițială un alt punct (de ordonată mai mare decît O_{1c}) sau mai simplu, utilizînd generatorii echivalenți din figura 34 (se va găsi o tensiune apropiată de 90,5 kV, deci eroarea comisă folosind schema din figura 34 va fi neglijabilă).

Procedînd astfel se construiește noua hiperbolă, care trece prin punctul O'_{1c} ; se alege un punct O''_{1c}, se construiesc curenții de scurtcircuit ai generatoarelor și se obține noul $\frac{dQ}{dU}$.

Se constată că acum $\frac{dQ}{dU} \cong 0$, punctului O''_{1c} corespunzîndu-i tensiunea critică

$$U_{cr} = 87 \text{ kV}.$$

Dacă am fi folosit schema necorectată (fig. 30), s-ar fi obținut $U_{cr} = 85{,}5$ kV.

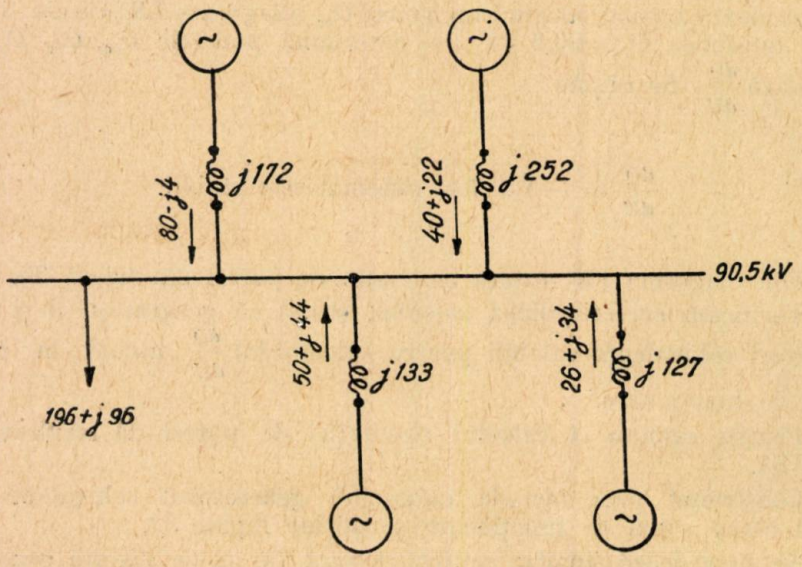


Fig. 34

Rezultatele obținute sînt date în tabloul nr. 5.

Tabloul nr. 5

Metoda de reducere a schemei	Tensiunea critică V
Aruncarea puterilor active ale consumatorilor la capete	90
Legea momentelor pentru puterea activă a generatorilor	88
Generatori echivalenți (schema corectă)	87
Generatori echivalenți (schema necorectată)	85,5

ПРИБЛИЖЕНИЯ В РАСЧЕТЕ СТАЦИОНАРНЫХ РЕЖИМОВ И СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМ В РЕЗУЛЬТАТЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭКВИВАЛЕНТНЫХ СХЕМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Рассматриваются ошибки, введенные различными эквивалентными схемами, типа эквивалентного генератора или эквивалентного генератора и эквивалентного потребителя, в расчет подобных стационарных режимов и статической устойчивости.

Путем сопоставления ошибок устанавливается область использования каждого типа эквивалентной схемы.

Указываются также ошибки, которые получаются, если пренебречь продольными сопротивлениями, и дается простой метод поправок. Доказывается, что ошибками, полученными заменой кольцевых сетей разомкнутыми сетями в расчетах статической устойчивости, можно пренебречь.

APPROXIMATIONS INTRODUITES PAR L'EMPLOI DES SCHÉMAS ÉQUIVALENTS LORS DU CALCUL DES RÉGIMES STATIONNAIRES ET DE LA STABILITÉ STATIQUE DES SYSTÈMES ÉLECTRIQUES

(RÉSUMÉ)

Les auteurs procèdent à l'analyse des erreurs introduites par différents schémas équivalents — du type générateur équivalent ou bien générateur équivalent et consommateur équivalent —lors du calcul des régimes stationnaires analogues et de la stabilité statique.

Par la comparaison des erreurs, ils définissent le domaine d'application de chaque type de schéma équivalent.

Les auteurs indiquent, en outre, les erreurs introduites en négligeant les résistances longitudinales et proposent une méthode de correction simple. Dans le cas des réseaux bouclés, ils prouvent que les erreurs, dues au remplacement de ces derniers par des réseaux arborescents, sont négligeables lors du calcul de la stabilité statique.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Dimo, *O cale nouă pentru aprecierea stabilităţii sistemelor energetice.* Studii şi cercetări de energetică, 1955, t. V, nr. 1—2, p. 121.
2. F. Manea, *Generator echivalent în studiul stabilităţii statice.* Studii şi cercetări de energetică, 1957, t. VII, nr. 2.
3. F. Manea, *Condiţii limită de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice.* Studii şi cercetări de energetică, 1956, t. VI, nr. 3.

EXAMINAREA FACTORULUI DE PUTERE ÎN CIRCUITE SERIE CU PARAMETRII VARIABILI *)

DE

D. N. NESTORESCU

Un circuit cu parametrii variabili serie răspunde la următoarea ecuație diferențială :

$$\frac{d\psi}{dt} + Ri + \frac{1}{c}\int i\,dt = e. \tag{1}$$

După cîteva transformări simple, în care se prevede ca coeficienții fiecărui termen să nu aibă dimensiuni, vom obține, punînd $i = \frac{dq}{dt}$,

$$\frac{d^2q}{d(\omega t)} + \left(\frac{R}{l\omega} + \frac{dl}{d(\omega t)} \cdot \frac{1}{l\omega}\right)\frac{dq}{dt} + \frac{1}{lc\omega^2}q = \frac{e}{l\omega^2}, \tag{2}$$

în care $\omega = \frac{\Omega}{2}$, Ω fiind pulsația termenului

$$\frac{1}{lc} = \omega_0 (\alpha + \beta \cos \Omega t + \gamma \cos 2\,\Omega t + \ldots). \tag{3}$$

Atunci ecuația (2) devine

$$\frac{d^2q}{d(\omega t,^2} + \left(\frac{R}{l\omega} + \frac{dl}{d(\omega t)} \cdot \frac{1}{l\omega}\right)\frac{dq}{d(\omega t)}\left[\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \alpha + \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \beta \cos\ \Omega t + \right.$$

$$\left. + \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \gamma \cos\ 2\ \Omega t\right] q = \frac{e}{l\omega^2}. \tag{2'}$$

*) Lucrare prezentată în Sesiunea generală științifică a Academiei R. P. R. din 26 — 27 septembrie 1957.

Partea stîngă a ecuației (2′) este o ecuație de tip Hill generalizată dacă punem $\Omega = 2\omega$.

Se disting trei cazuri

a) cînd variația pulsației de rezonanță ω_0 este dată de variația capacității;

b) cînd variația pulsației de rezonanță ω_0 este dată de variația inductanței;

c) cînd variația pulsației de rezonanță ω_0 este dată de variația ambilor parametri.

a) În acest caz ecuația (2) se transformă într-o ecuație tip Hill simplă dacă vom pune

$$q = e^{-\frac{R}{2l\omega}\omega t}\,\mathfrak{q}^{*})$$

O ecuație tip Hill simplă este de forma

$$y'' + \left[a + 2\sum_{r=1}^{\infty}(b_{2r}\cos 2rz)\right]y = 0. \tag{4}$$

Considerăm soluția de forma $y = Ay_1 + By_2$ în care

$$y_1 = e^{\mu z}\Phi(z, \sigma), \qquad y_2 = e^{-\mu z}\Phi(z, -\sigma),$$

în care

$$\Phi(z, \sigma) = \sin(z + \sigma) + b_2 h_2(z, \sigma) + b_4 h_4(z, \sigma) + b_2^2 f_2(z, \sigma) +$$
$$+ b_4^2 f_4(z, \sigma) + b_2 q_4 f_{2.4}(z, \sigma) + \ldots + q_2^3 k_2(z, \sigma) + \ldots, \tag{5}$$
$$\mu = b_2 q_2(\sigma) + b_4 q_4(\sigma) + b_6 q_6(\sigma) + b_2^2 f_2(\sigma) + b_4^2 f_4(\sigma) +$$
$$+ b_2 b_4 f_{2.4}(\sigma) + b_2 b_6 f_{2.6}(\sigma) + b_2^3 f_2(\sigma) + \ldots \tag{6}$$

Punînd condițiile de stabilitate și periodicitatea funcțiilor găsim soluțiile

$$a = 1 - \frac{1}{4}b_2^2 - \frac{1}{6}b_4^2 - \frac{11}{192}b_2^2 b_4 - \frac{13}{192}b_2 b_4 b_6 + \cos 2\sigma\left(b_2 + \frac{1}{4}b_2 b_4 + \ldots\right) +$$
$$+ \cos 4\sigma\left(\frac{1}{8}b_2^2 + \frac{5}{64}b_2^2 + \ldots\right) + \cos 6\sigma\left(\frac{7}{512}b_2^2 b_4 - \frac{18}{4096}b_2^3 + \ldots\right) +$$
$$+ \cos 8\sigma\left(-\frac{35}{32.168}b_2^6 + \ldots\right), \tag{7}$$

$$\mu = \sin 2\sigma\left(\frac{1}{2}b_2^2 + \frac{1}{2}b_2 b_4 + \ldots\right) + \sin 4\sigma\left(\frac{1}{128}b_2^2 b_4 + \ldots\right) +$$
$$+ \sin 6\sigma\left(\frac{5}{1024}b_2^3 b_4 - \frac{9}{8192}b_2^5 + \ldots\right) + \sin 8\sigma\left(-\frac{15}{65.536}b_2^6 + \ldots\right). \tag{8}$$

*) În care $\mathfrak{q}$ este soluția ecuației Hill simplă.

Remarcăm următoarele : pentru ca soluția lui y să fie stabilă, trebuie ca μ să fie imaginar, deci σ să fie imaginar. Cum $\cos 4\sigma$, $\cos 6\sigma$ etc., se exprimă în $\cos 2\sigma$, condiția de mai sus echivalează cu a spune că $|\cos 2\sigma| > 1$. În caz contrar, avem instabilitate. Presupunem că ne situăm în cel de-al doilea caz. Atunci, coeficienții α, β, γ trebuie să fie mult subunitari.

În cazul nostru

$$a = \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \alpha - \frac{R^2}{4l^2\omega^2},$$

$$b_2 = \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \frac{\beta}{2}, \tag{9}$$

$$b_4 = \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \frac{\gamma}{2}.$$

Soluția generală a ecuației (2) fără parte dreaptă este de forma $q_0 = Aq_1 + Bq_2$

$$q_1 = e^{\left(\frac{-R}{2l} t + \mu\omega t\right)} [\sin(\omega t + \sigma) + s_3 \sin(3\omega t + \sigma) + s_5 \sin(5\omega t + \sigma) + \\ + c_3 \cos(3\omega t + \sigma) + c_5 \cos(5\omega t + \sigma) + \ldots],$$

$$q_2 = e^{-\left(\frac{R}{2l} + \mu\omega t\right)} [\sin(\omega t - \sigma) + s_3 \sin(3\omega t - \sigma) + s_5 \sin(5\omega t - \sigma) + \\ + c_3 \cos(3\omega t - \sigma) + c_5 \cos(5\omega t - \sigma)], \tag{10}$$

în care

$$s_3 = -\frac{1}{8} b_2 + \frac{1}{64} b_2^2 \cos 2\sigma - \frac{1}{512} b_2^3 \left(-\frac{14}{3} + 5\cos 4\sigma\right) + \\ + \frac{1}{4096} b_2^4 \left(-\frac{74}{9} \cos 2\sigma + 7 \cos 6\sigma\right),$$

$$s_5 = \frac{1}{192} b_2^2 - \frac{1}{1152} b_2^2 \cos 2\sigma + \frac{1}{4096} b_2^4 \left(-\frac{155}{4} + \frac{89}{27} \cos 4\sigma\right),$$

$$c_3 = \frac{3}{64} b_2^2 \sin 2\sigma - \frac{3}{512} b_4^3 \sin 4\sigma + \frac{1}{1096} b_4 \left(-\frac{174}{9} \sin 2\sigma + 9 \sin 6\sigma\right), \tag{11}$$

$$c_5 = -\frac{7}{2304} b_4^3 \sin 2\sigma + \frac{11}{27.648} b_4^2 \sin 4\sigma.$$

Dacă coeficienții sînt subunitari termenii din relațiile (11) sînt mai mici decît $1/2^3$ din primii termeni.

Studiem cazul ținînd seama de partea dreaptă a ecuației (2). Vom nota în cele ce urmează partea dreaptă cu $f(\omega t)$.

Vom căuta soluția completă prin metoda variației constantelor. Pentru aceasta vom nota

$$q = Aq_1(\omega t) + Bq_2(\omega t) + A_1(\omega t)\, q_1(\omega t) + B_1(\omega t)\, q_2(\omega t), \tag{12}$$

$$0 = q_1 \frac{dA_1}{d(\omega t)} + q_2 \frac{dA_2}{d(\omega t)}, \tag{13}$$

$$f(\omega t) = q_1' \frac{dA_1}{d(\omega t)} + q_2' \frac{dB_1}{d(\omega t)}, \tag{14}$$

$$\frac{dq}{d(\omega t)} = A_1 q_1' + Bq_1' + A_1 q_1' + B_1 q_2' + A_1' q_1 + B_1' q_2, \tag{15}$$

sau utilizînd relația (13) în (15), vom avea

$$\frac{dq}{d(\omega t)} = (A + A_1) q_1' + (B + B_1) q_2', \tag{16}$$

$$\frac{d^2q}{d(\omega t)^2} = (A + A_1) q_1'' + (B + B_1) q_2'' + A_1' q_1' + B_1' q_1'. \tag{17}$$

Substituind în ecuația diferențială $q'' + (a + 2b_2 \cos 2\omega t + 2b_4 \cos 4\omega t)q = f(\omega t)$ amîndouă soluțiile, vom avea

$$\begin{aligned}(A + A_1)[q_1'' + (a + 2b_2 \cos 2\omega t + 2b_4 \cos 4\omega t)\, q_1] + \\ + (B + B_1)[q_2'' + (a + 2b_2 \cos 2\omega t + 2b_4 \cos 4\omega t)\, q_2]\end{aligned} \tag{18}$$

sau

$$A_1' q_1' + B_1' q_2' = f(\omega t). \tag{19}$$

Din (13) și (19) vom avea

$$A_1' = \frac{q_2 f(\omega t)}{q_2 q_1' - q_1 q_2'} = -\frac{q_2 f(\omega t)}{c^2}. \tag{20}$$

în care

$$c^2 = q_1(\omega t)\, q_2'(\omega t) - q_2(\omega t)\, q_1'(\omega t) = q_1(0)\, q_2'(0) - q_2(0)\, q_1'(0).$$

Relația (20) ne dă

$$A_1 = -\frac{1}{c^2} \int q_2 f(\omega t)\, d(\omega t), \tag{21}$$

$$B_1' = \frac{q_1 f(\omega t)}{c^2} \qquad B_1 = \frac{1}{c^2} \int q_1 f(\omega t)\, d(\omega t). \tag{22}$$

Rezultă de aici că soluția completă va fi

$$q = Aq_1 + Bq_2 - \frac{1}{c^2}\left[q_1(\omega t)\int q_2(\omega t)\, f(\omega t)\, d(\omega t) - \right.$$

$$\left. - q_2(\omega t)\int q_1(\omega t)\, f(\omega t)\, d(\omega t)\right]. \tag{23}$$

Dacă

$$\frac{R}{2l\omega} > \mu, \tag{24}$$

atunci termenii $Aq_1 + Bq_2$ scad exponențial la zero.

Făcînd operațiile după formula (23), considerînd numai primul termen din q_1 și q_2 și ținînd seama că $e = E \sin(\omega_e + \varphi)$, φ fiind faza dintre variația parametrului și tensiunea aplicată obținem

$$q = -\frac{AB}{c^2}\frac{E}{l\omega^2}\left[\frac{\mu^2}{\mu^2+\left(1-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - \varphi\right] + \right.\right.$$

$$+\sin\left[\left(-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - 2\sigma - \varphi\right]\Big\} + \frac{\left(1-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}{\mu^2+\left(1-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[\left(-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - 2\sigma - \varphi\right] - \right.$$

$$\left.-\cos\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - \varphi\right]\right\} - \frac{\mu}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)+\varphi\right] + \right.$$

$$+\sin\left(\frac{\omega_e}{\omega}\omega t - 2\sigma + \varphi\right)\Big\} - \frac{1+\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left(\frac{\omega_e}{\omega}\omega t - 2\sigma + \varphi\right) - \right.$$

$$\left.-\cos\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t + \varphi\right]\right\} - \frac{\mu}{\mu^2+\left(1-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - \varphi\right] + \right. \tag{25}$$

$$+\sin\left[\left(-\frac{\omega_e}{\omega}\omega t + 2\sigma - \varphi\right]\right\} - \frac{1-\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(1-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[\left(1-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t + 2\sigma - \varphi\right] - \right.$$

$$\left.-\cos\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - \varphi\right]\right\} + \frac{\mu}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t + \varphi\right] + \right.$$

$$+\sin\left(\frac{\omega_e}{\omega}\omega t+2\sigma+\varphi\right)\Big\}+\frac{1+\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left(\frac{\omega_e}{\omega}\omega t+2\sigma+\varphi\right)-\right.$$

$$\left.-\cos\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+\varphi\right]\right\}\Big\}.$$

Dacă vom considera

$$\omega_e=\omega \tag{26}$$

și dacă

$$\omega_0=\omega, \tag{27}$$

cum coeficienții α, β, γ sînt subunitari, $\mu<0{,}25$. Din relația (25) se pot considera numai termenii I și V, ceilalți fiind neglijabili.

Astfel

$$q=k_1\left[\sin(\omega t+\varphi+2\sigma)-\sin(\omega t+\varphi-2\sigma)\right]. \tag{28}$$

sau

$$q=k_2\sin(\omega t+\varphi+\psi), \tag{28'}$$

în care

$$\operatorname{tg}\psi=\frac{\sin 2\sigma+\sin 2\sigma}{\cos 2\sigma-\cos 2\sigma}=\infty, \qquad \varphi=\frac{\pi}{2}, \tag{29}$$

și

$$q=k_2\cos(\omega t+\varphi), \tag{28''}$$

iar

$$i=k_3\sin(\omega t+\varphi). \tag{30}$$

Se observă că dacă sînt respectate condițiile (24), (26) și (27), curentul este în fază cu forța electromotoare. Factorul de putere este înrăutățit numai de apariția armonicilor, care însă sînt foarte mici.

În cazul cînd considerăm variația capacității, $c=C_0(1+m\cos 2\omega t)$, atunci coeficienții din ecuația de tip Hill vor fi

$$a=\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2+\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2\frac{m^2}{2}-\frac{R^2}{4l^2\omega^2},$$

$$b_2=-\frac{1}{2}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 m, \tag{9'}$$

$$b_4=\frac{1}{2}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2\frac{m^2}{2}.$$

b) Dacă parametrul variabil este inductanța, capacitatea rămînînd constantă, atunci ecuația (2) este tot o ecuație de tip Hill în care

$$a = \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \alpha - \frac{R^2\alpha^2}{4L_0\omega^2},$$

$$b_2 = \frac{1}{2}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \beta, \quad b_4 = \frac{1}{c}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 \gamma.$$

Avînd în vedere că $l = \frac{L_0}{\alpha+\beta\cos 2\omega t + \gamma\cos 4\omega t}$, considerăm

$$f(\omega t) = \frac{E}{L_0\omega^2}\sin(\omega_e t + \varphi)(\alpha + \beta\cos 2\omega t + \gamma\cos 4\omega t) - \frac{dl}{d(\omega t)}\frac{1}{l\omega}\frac{dq}{d(\omega t)} -$$

$$- \frac{R}{L_0\omega}(b\cos 2\omega t + c\cos 4\omega t)\frac{dq}{d(\omega t)}$$

Calculînd după formula (23), în afară de termeni de forma (25), se obțin și termeni datorită coeficientului β, γ, punînd condițiile (24), (26) și (27), reținatenția numai termenii fundamentali, armonicile fiind și de data aceasta neglijabile.

Termenii datorită termenului II și III al lui $f(\omega t)$ tind asimptotic către zero, așa cum ușor se poate constata.

De exemplu termenii coeficientului β sînt

$$q = \frac{AB}{c^2}\frac{E}{L_0\omega}\beta\left\{\frac{\mu}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - \varphi\right] + \right.\right.$$

$$+\sin\left[-\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - 2\sigma - \varphi\right]\Big\} + \frac{1+\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[-\right.\right.$$

$$-\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - 2\sigma - \varphi\Big] - \cos\left[\left(-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - \varphi\right]\Big\} +$$

$$+\frac{\mu}{\mu^2+\left(3+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(4+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - \varphi\right] + \sin\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - 2\sigma - \varphi\right]\right\} +$$

$$+\frac{3+\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(3+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - 2\sigma - \varphi\right] - \cos\left[\left(4+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t + \varphi\right]\right\} -$$

$$-\frac{\mu}{\mu^2+\left(-1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left(\frac{\omega_e}{\omega}\omega t + \varphi\right) + \sin\left[+\left(-2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t - 2\sigma + \varphi\right]\right\} -$$

$$-\frac{\frac{\omega_e}{\omega}-1}{\mu^2+\left(\frac{\omega_e}{\omega}-1\right)^2}\left\{\cos\left[\left(-2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-2\sigma+\varphi\right]-\cos\left(\frac{\omega_e}{\omega}\,\omega t+\varphi\right)\right\}-$$

$$-\frac{\mu}{\mu^2+\left(3-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(4-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-\varphi\right]+\sin\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-2\sigma-\varphi\right]\right\}-$$

$$-\frac{3-\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(3-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-2\sigma-\varphi\right]-\cos\left[\left(4-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-\varphi\right]\right\}-$$

$$-\frac{\mu}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-\varphi\right]+\sin\left[-\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+2\sigma-\varphi\right]\right\}-$$

$$-\frac{1+\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[-\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)+2\sigma-\varphi\right]-\cos\left[\left(-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-\varphi\right]\right\}- \quad (25')$$

$$-\frac{\mu}{\mu^2+\left(3+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(4+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-\varphi\right]+\sin\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+2\sigma-\varphi\right]\right\}-$$

$$-\frac{3+\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(3+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[\left(2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+2\sigma-\varphi\right]-\cos\left[\left(4+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+\varphi\right]\right\}+$$

$$+\frac{\mu}{\mu^2+\left(-1+\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left(\frac{\omega_e}{\omega}\,\omega t+\varphi\right)+\sin\left[\left(-2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+2\sigma+\varphi\right]\right\}+$$

$$+\frac{\frac{\omega_e}{\omega}-1}{\mu^2+\left(\frac{\omega_e}{\omega}-1\right)^2}\left\{\cos\left[\left(-2+\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+2\sigma+\varphi\right]-\cos\left(\frac{\omega_e}{\omega}\,\omega t+\varphi\right)\right\}+$$

$$+\frac{\mu}{\mu^2+\left(3-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\sin\left[\left(4-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-\varphi\right]+\sin\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t+2\sigma-\varphi\right]\right\}+$$

$$+\frac{3-\frac{\omega_e}{\omega}}{\mu^2+\left(3-\frac{\omega_e}{\omega}\right)^2}\left\{\cos\left[\left(2-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-2\sigma-\varphi\right]-\cos\left[\left(4-\frac{\omega_e}{\omega}\right)\omega t-\varphi\right]\right\}\Bigg\}.$$

Se observă că și aici dacă se respectă condițiile (26) și (27) rămîn ca principali termenii V și XIII.

Termenii coeficientului γ se constată ușor că nu conțin termeni fundamentali, iar amplitudinile armonicilor sînt mici dacă se respectă condițiile (26) și (27). De acești termeni nu vom ține seama decît la calculul efectiv al factorului de putere.

În acest caz vom avea

$$q' = -\frac{A\,B\,E\,\beta}{\mu c^2 L_0\,\omega^2}\left[\sin\left(\frac{\omega_e}{\omega}\omega t+2\sigma-\varphi\right)-\sin\left(\frac{\omega_e}{\omega}\,\omega t-2\sigma-\varphi\right)\right]. \quad (28''')$$

Deci

$$q' = -k_2\,\beta\,\sin\,(\omega t-\varphi+\psi). \quad (29')$$

Făcînd aceleași considerații ca mai sus, $\psi=\frac{\pi}{2}$ și

$$q' = -k_2\,\beta\cos\,(\omega t-\varphi), \quad (29'')$$

iar

$$i = -k_3\,\beta\sin\,(\omega t-\varphi),$$

$$i = k_3\,\sin\,(\omega t+\varphi)-k_3\,\beta\,\sin\,(\omega t-\varphi),$$

astfel că

$$i = k_4\,\sin\,(\omega t+\psi'), \quad (30')$$

în care

$$\operatorname{tg}\,\psi' = \operatorname{tg}\,\varphi\,\frac{\alpha+\beta}{\alpha-\beta}. \quad (31)$$

Pentru ca ψ' să fie cît mai aproape de φ, va trebui deci ca β să fie cît mai mic și φ cît mai mare.

Dacă considerăm pe l variabil după relația $l = L_0(1+m\cos 2\,\omega t)$, atunci coeficienții ecuației Hill vor fi

$$a = \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2+\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2\frac{m^2}{2}-\frac{R^2}{4L_0\,m^2},$$

$$b_2 = -\frac{1}{2}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 m$$

$$b_4 = \frac{1}{2}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2\frac{m^2}{2}$$

și factorul de putere va căpăta expresia

$$k = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D^2}},$$

în care,

$$P = \frac{AB}{2c^2}\frac{E^2}{L_0\omega}\left[\frac{1}{\mu}\cos(\psi' - \varphi) + \left(\frac{1}{4}\sqrt{(1+\cos 4\sigma)(1+\cos 2\varphi)} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \frac{\sqrt{2}}{8} m \sqrt{1+\cos 2\varphi}\right)\cos\psi'\right],$$

$$Q = \frac{AB}{2c^2}\frac{E^2}{L_0\omega}\left[\frac{1}{4}\sqrt{(1+\cos 4\sigma)(1+\cos 2\varphi)} + \frac{\sqrt{2}}{8} m \sqrt{1+\cos 2\varphi}\sin(\psi' - \varphi)\right],$$

$$D = \frac{AB}{2c^2}\frac{E^2}{L_0\omega} m \sqrt{\frac{(1+\cos 4\sigma)(8+2\mu^2)}{(\mu^2+4)^2} + \frac{(8+\mu^2)(1+\cos 2\varphi)}{(\mu^2+16)^2} + \frac{16+\mu^2}{(\mu^2+16)^2}}.$$

În calculul acestei expresii am ținut seama de aceleași considerente ca și în cazul condensatorului variabil.

În lucrările anterioare din domeniul teoriei mașinilor cu inductanță variabilă [2] a fost calculată, pe baza metodelor folosite în calculul variațional, curba extremală de variație a inductanței, pentru obținerea factorului de putere maxim al mașinii cu inductanță variabilă fără condensator.

Caracteristica acestei curbe este

pentru $0 \leqslant 2\ \omega t \leqslant \theta_1$ inductanța are expresia $l = L_0$;
pentru $\theta_1 \leqslant 2\ \omega t \leqslant \theta_2$ inductanța are expresia $l = L_0 \operatorname{tg} 2\omega t$;
pentru $\theta_2 \leqslant 2\ \omega t \leqslant \pi$ inductanța are expresia $l = l_0 \operatorname{tg} \theta_2$,
în care θ_1, θ_2 și L_0 sînt parametrii ce depind de un raport

$$\gamma = \frac{L_{max} - L_{min}}{L_{max} + L_{min}}.$$

În acest caz coeficienții ecuației Hill vor fi

$$a = \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 2\pi\left(\theta_1 - \ln\frac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1} + \sin 2\theta_2\right) - \frac{R^2}{4L_0^2\omega^2},$$

$$b_2 = \frac{1}{2}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 2\pi(2\cos\theta_1 - 1)$$

$$b_4 = \frac{1}{2}\left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)\pi\left[\cos 2\theta_1 + \cos\theta_1 - \cos\theta_2 - \sin 2\theta_2 + \ln\frac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1}\right.$$

astfel încît factorul de putere va căpăta expresia

$$k = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D^2}},$$

în care

$$P = \frac{AB}{2c^2}\frac{E^2}{L_0\omega}\left\{\frac{1}{\mu}\cos(\psi' - \varphi) + \left[\frac{1}{8\pi}\left(\theta_1 - \ln\frac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1} + \sin 2\theta_2\right)\cdot\sqrt{(1+\cos 4\sigma)(1+\cos 2\varphi)} + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \frac{\sqrt{2}}{4\pi}(2\cos\theta_2 - 1)\sqrt{1+\cos 2\varphi}\right]\cos\psi'\right\},$$

$$Q = \frac{AB}{2c^2}\frac{E^2}{L_0\omega}\left[\frac{1}{8\pi}\left(\theta_1 - \ln\frac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1} + \sin 2\theta_2\right)\sqrt{(1+\cos 4\sigma)(1+\cos 2\varphi)} + \right.$$

$$\left. + \frac{\sqrt{2}}{4\pi}(2\cos\theta_2 - 1)\sqrt{1+\cos 2\varphi}\right]\sin(\psi' - \varphi),$$

$$D = \frac{AB}{2c^2}\frac{E^2}{L_0\omega}\sqrt{\frac{1}{\pi}(\cos 2\theta_1 + \cos\theta_1 - \cos\theta_2) + \ln\frac{\cos\theta_2}{\cos\theta_1} - \sin 2\theta_2}\times$$

$$\times\sqrt{\frac{(1+\cos 4\sigma)(8+2\mu^2)}{(\mu^2+4)^2} + \frac{(8+\mu^2)(1+\cos 2\varphi)}{(\mu^2+16)^2} + \frac{16+\mu^2}{(\mu^2+16)^2}}.$$

După cum se poate constata, pentru γ mare, deci cînd $\theta_1 \approx \theta_2 \approx \frac{\pi}{2}$, termenii suplimentari primului termen care intră în alcătuirea factorului de putere sînt foarte mici și factorul de putere este îmbunătățit față de cazul anterior.

c) Acest caz se poate reduce la cel precedent cu deosebirea că coeficienții ecuației Hill au altă expresie.

Din cele de mai sus, rezultă că se poate obține un factor de putere bun, el depinzînd de mărimea, natura parametrilor și modul lor de variație. În afară de aceasta, el depinde și de faza lor de variație față de faza forței electromotoare. Anume este bine ca parametrul să treacă prin valoarea minimă sau maximă cînd forța electromotoare trece prin zero.

Se poate ușor constata că $k_{max} = 1$ pentru $m = 0$ sau $\gamma = 1$, deoarece atunci $\cos 2\sigma = 0$. De asemenea, din cauză că $\cos 2\sigma \to$ const., monoton cînd $m \to 1$ și $\gamma \to 0$ nu există un alt maxim pentru k.

ИССЛЕДОВАНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА МОЩНОСТИ В ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОЙ ЦЕПИ С ПЕРЕМЕННЫМИ ПАРАМЕТРАМИ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

В настоящей работе исследуется вопрос коэффициента мощности в электрических цепях с переменными параметрами и конденсаторами.

Рассматриваются 3 случая : при изменении емкости, индуктивности и обоих параметров, причем изучение третьего случая сводится к изучению второго.

Автор приходит к выводу, что уточнение коэффициента мощности зависит от выбора параметров системы, в зависимости от характера их изменения и от изменения их фазы относительно фазы электродвижущей силы.

ANALYSE DU FACTEUR DE PUISSANCE DANS DES CIRCUITS EN SÉRIE, AUX PARAMÈTRES VARIABLES

(RÉSUMÉ)

L'auteur analyse la question du facteur de puissance dans les circuits électriques à paramètres variables et à condensateurs.

Il considère trois cas : variation de la capacité, variation de l'inductance et variation des deux paramètres, l'étude du troisième cas se réduisant à celle du second.

Il en déduit que l'amélioration du facteur de puissance dépend du choix des paramètres du système, de la manière dont ils varient, ainsi que des variations de la phase des paramètres par rapport à celle de la force électro-motrice.

BIBLIOGRAFIE

1. N. W. Mc. Lachlan, *Theory and Application of Mathien Functions.* Clarendon Press, Oxford, 1951.
2 M. Marinescu şi M. Popov, *Asupra formei optime a variaţiei inductanţei şi a factorului de putere maxim la maşinile cu inductanţă variabilă.* Comunicările Acad. R. P. R., 1955, t. V, nr. 3, p. 545.

CÎTEVA FENOMENE PARTICULARE OBSERVATE LA TUBURI ELECTRONICE CU ECRANUL NEDECUPLAT *)

I. EFECTE DE PANTĂ ŞI REZISTENŢĂ NEGATIVĂ LA TUBURI ELECTRONICE CU ECRANUL NEDECUPLAT

DE

M. CEHAN-RACOVIŢĂ

1. Lucrarea de faţă se ocupă de unele fenomene ce apar la tuburi avînd electrozi pozitivi intercalaţi între catod şi anod, cum sînt ecranul pentodei, grilele ecran ale hexodelor şi heptodelor amestecătoare sau convertoare. Ea cuprinde un număr de date experimentale, din care rezultă o anumită generalitate a fenomenelor prezentate.

Pe scurt, în prima parte a lucrării se stabileşte că în condiţiile unor impedanţe suficient de mari, conectate între ecran şi masă, acţiunea grilei 1 în raport cu curenţii anodic şi catodic este inversată, caracteristicile în planul i_a, $i_c - U_{g1}$ prezentînd porţiuni de pantă negativă. Regimul de tensiuni pe electrozi este special sau cvasi normal, după cum este vorba de exemplu de o pentodă sau o hexodă (heptodă).

Un efect similar, întîlnit numai în caracterisiticile statice $i_a - U_{g1}$ ($z_e = 0$) la unele tipuri mai vechi de hexode (de exemplu 6K8), este consemnat în literatură ([1] p. 99—100, [2] p. 702—703). Tipurile de tuburi studiate în cuprinsul lucrării, nu prezintă un asemenea efect în regiunea respectivă de pantă negativă.

Fenomenul de care ne ocupăm este prezent şi în curent continuu, ceea ce constituie o cauză de instabilitate a nulului la schemele cu reacţie catodică şi ieşire în curent continuu. El apare de asemenea inoportun cînd decuplajul electrodului pozitiv devine insuficient pe anumite frecvenţe, provocînd autooscilarea schemei.

Aceste efecte pot găsi utilizare la generarea oscilaţiilor de formă diversă (despre care se va vorbi în partea a doua a lucrării). De aceea,

---

*) Comunicată în cadrul Sesiunii generale ştiinţifice a Academiei R.P.R., din 26—27 septembrie 1957.

în încheiere, s-a examinat problema creării de rezistență negativă între diferiți electrozi și catod. Concluzia ultimei analize constă în posibilitatea obținerii (cu ajutorul unui singur tub utilizînd aceste efecte) unor rezistențe negative de valoare coborîtă.

2. În cuprinsul lucrării, vom folosi următorii indici

a — anodic,
e — al ecranului,
$g1$ — al grilei 1,
$g3$ — al grilei 3.

Ecuațiile tubului sînt

$$di_a = \frac{dU_a}{R_i} + S_e\, dU_e + S_1\, dU_{g1} + S_3 dU_{g3}, \tag{1}$$

$$di_e = -\frac{dU_a}{R_{ae}} + \frac{dU_e}{R_{ie}} + S_{e1}\, dU_{g1} - S_{e3}\, dU_{g3}. \tag{2}$$

Specificația mărimilor introduse, este evidentă din aceste relații. Parametrii S_1, S_{e1}, S_e, R_{ie}, ... sînt în general funcții de tensiunile continue ce determină punctul de funcționare, fiind în regimurile ce interesează aici, mărimi pozitive. În cazul caracteristicilor liniarizate simbolul d se va înlocui prin simbolul Δ al creșterii finite. Mărimile di, dU sau Δi, ΔU pot reprezenta de asemenea amplitudinile componentelor sinusoidale ale curenților și tensiunilor respective*).

Presupunînd tensiunile anodică și a grilei 3 constante, $dU_a = dU_{g3} = 0$, iar $dU_e = -z_e\, di_e$, din (1) și (2) deducem expresia pantei echivalente a curentului anodic, în raport cu grila 1

$$S_1' = S_1 - S_e \frac{S_{e1}\, z_e}{1 + \dfrac{z_e}{R_{ie}}}, \tag{3}$$

sau

$$S_1' = S_1 - A_e\, S_e, \tag{4}$$

dacă se observă că

$$A_e = \frac{S_{e1}\, z_e}{1 + \dfrac{z_e}{R_{ie}}} \tag{4'}$$

este (cu aproximația semnului), amplificarea în ecran.

Relațiile (3) sau (4) indică cunoscutul efect de scădere al pantei (amplificării) unei pentode cu ecranul insuficient decuplat.

Se pune însă întrebarea, dacă termenul negativ din expresia pantei echivalente, nu poate deveni preponderent, rezultînd o pantă echivalentă

*) Frecvența se presupune suficient de joasă pentru a putea considera parametrii tubului mărimii reale.

(cu partea reală) negativă. Obiectul acestei prime părți a lucrării, constă tocmai în a stabili condițiile în care o asemenea posibilitate se poate efectiv realiza.

Examinînd expresia (3), rezultă că efectul de pantă negativă în curent anodic este cu atît mai accentuat cu cît impedanța conectată în ecran*), rezistența internă a tubului prezentată în ecran, panta curentului de ecran în raport cu grila 1 și panta curentului anodic în raport cu ecranul sînt mai mari ; panta curentului anodic în raport cu grila 1 trebuie dimpotrivă să fie cît mai mică. Cu alte cuvinte, apariția efectului considerat este probabilă la acele tipuri și în asemenea regimuri de funcționare, pentru care panta normală este mică, iar amplificarea în ecran, importantă. Ecranul trebuie să exercite totodată un control mărit asupra curentului anodic. După cum se va vedea mai jos, aceste cerințe sînt în general contradictorii, fiind necesară, ca de obicei, adoptarea unei situații mediane.

Pentru a avea o imagine grafică a cerințelor formulate mai sus cu privire la parametrii tubului, să trasăm caracteristicile liniarizate corespunzătoare. Cea mai adecvată este reprezentarea în planul i_a, $i_e - U_e$, pentru U_{g3}, $U_a = \text{const.}$, U_{g1} fiind luat cu parametru. Cele stabilite se traduc astfel : caracteristici $i_e(U_e)$ cît mai slab înclinate, iar în raport cu tensiunea U_{g1} cît mai ecartate ; caracteristici $i_a(U_e)$, dimpotrivă, cît mai înclinate, iar în raport cu U_{g1} cît mai apropiate. Rezultă imaginea dată în figura 1. Mecanismul pantei echivalente negative apare mai clar din această construcție. Dreapta de sarcină R_e (dacă $z_e = R_e$) determină punctul de funcționare 1 pentru curentul de ecran și 1′ pentru curentul anodic. O variație, $U'_{g1} - U''_{g1}$, a negativării grilei 1 trece punctul de funcționare pentru curentul de ecran în lungul dreptei de sarcină, pînă în punctul 2 corespunzător noii negativări — U''_{g1}, căreia îi corespunde punctul de funcționare 2″ în curentul anodic, situat mai sus decît punctul inițial 1′. Are deci loc o creștere a curentului anodic, în urma creșterii negativării. Dacă alimentarea ecranului nu s-ar fi realizat printr-o rezistență serie $R_e \neq 0$, tensiunea de pe acest electrod s-ar fi păstrat constantă în urma variației negativării lui g_1, iar punctul de funcționare s-ar fi deplasat pe verticala 1 1′ pînă în punctul 2′, avînd loc obișnuita scădere a curentului anodic.

O construcție similară, folosind de astă dată caracteristicile reale ale unui tub, partea de heptodă din tubul ECH 21, este dată în figura 2. Linia întreruptă care unește punctele 1′, . . ., 13′ rezultante, reprezintă curba $i_a(U_e)$, unde U_e este funcție monotonă de U_{g1}. Aceste puncte se pot transpune în planul $i_a - U_{g1}$, obținîndu-se dependența explicită $i_a(U_{g1})$. Aspectul curbei rezultante arată neîndoielnic apariția efectului de pantă negativă, prevăzut pe baza relației (3) sau (4). Ridicări experimentale directe efectuate cu același tub au dat un rezultat similar. Caracteristicile echivalente experimentale sînt trasate în figurile 3**) și 4. În prima din aceste figuri se arată dependența de sarcina din ecran, R_e, fiind totodată trecute

*) Influența caracterului reactiv al sarcinii z_e se va discuta în partea a doua a lucrării.

**) Măsurătoarea exactă a rezistențelor folosite a dat următoarele valori : 26,7 kΩ (în loc de 25 kΩ), 36,5 kΩ, 57 kΩ. Pentru a fi posibilă comparația, dreapta de sarcină indicată prin 25 kΩ din figura 2 corespunde de fapt valorii de 26,7 kΩ.

spre comparare, și punctele date de construcția din figura 2. Buna concordanță a celor două rezultate, coroborează concluzia că este vorba de un efect real de pantă negativă, iar nu un efect parazit datorit de exemplu, unei autooscilări nedepistate a tubului. În figura 4 este pusă în evidență influența tensiunii de negativare a grilei 3. Toate aceste curbe prezintă o

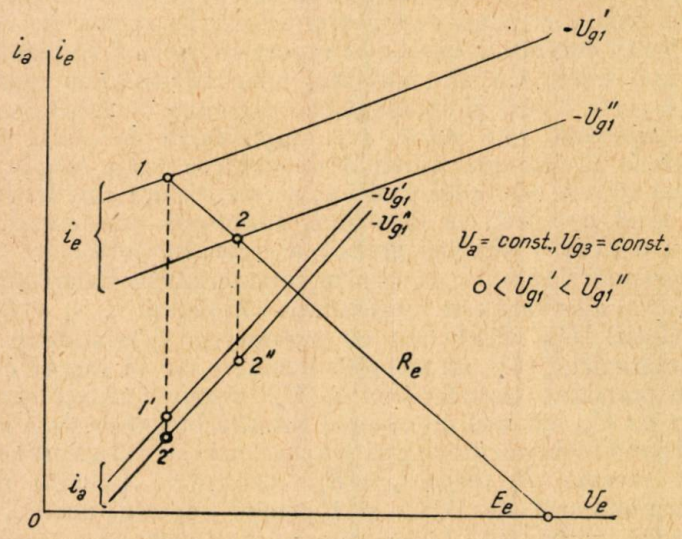


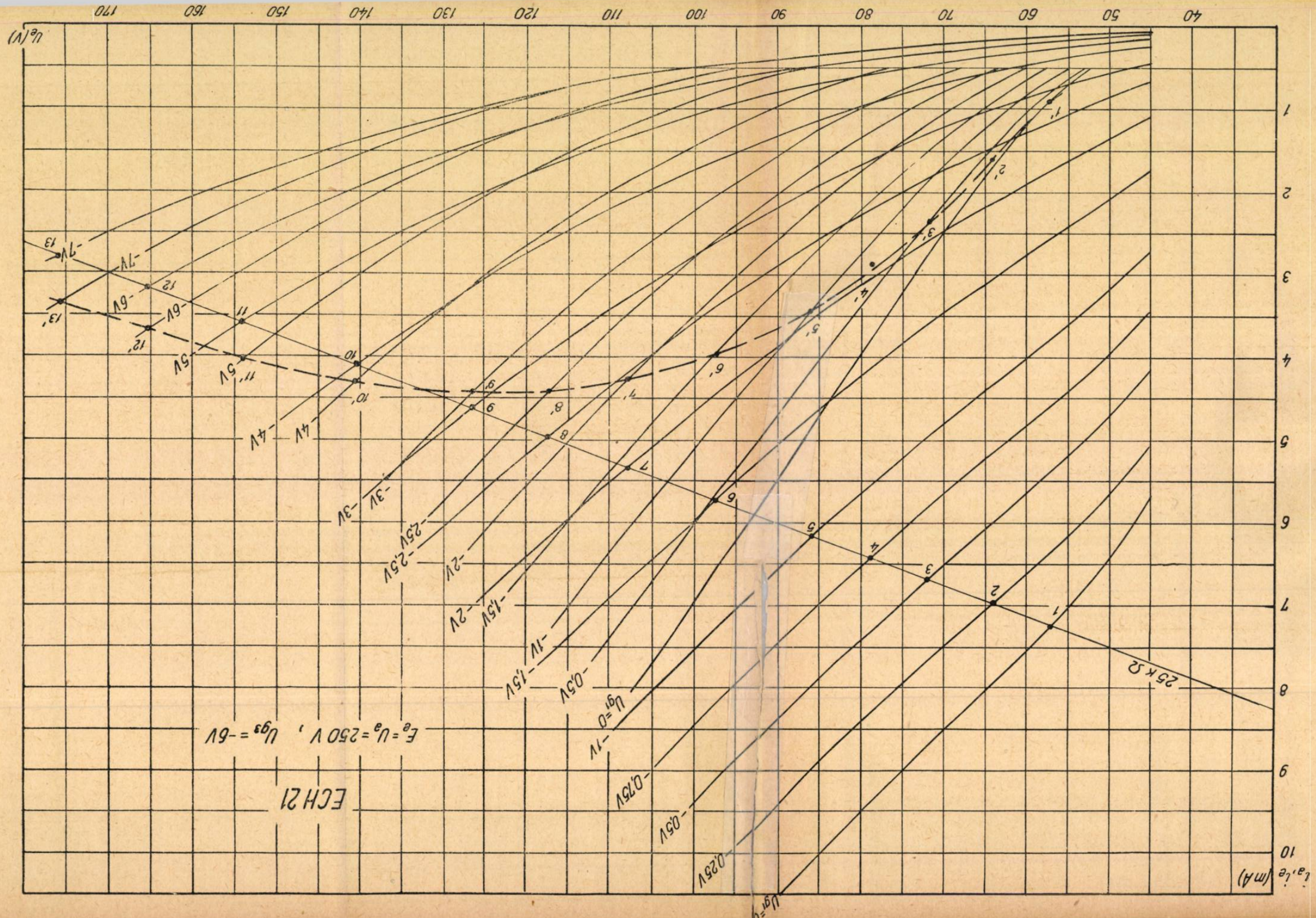
Fig. 1

porțiune incipientă de *pantă negativă*. Valoarea acesteia poate depăși panta statică a tubului, din același punct de funcționare, fiind uneori chiar superioară pantei din regimul de amplificare indicat de catalog*) $\left(2{,}9\frac{\text{mA}}{\text{V}}\right.$ pentru curba de -6V din figura 4, față de $2{,}2\frac{\text{mA}}{\text{V}}$ indicat de catalog$\left.\right)$.

Să verificăm cu ajutorul formulei (3), punctul de abscisă $-0{,}5$ V de pe curba de -6V din figura 4. În punctul de funcționare corespunzător ($U_a = 250$ V, $U_e \approx 75$ V, $U_{g1} = -0{,}5$ V, $U_{g3} = -6$V), măsurătoarea a dat pentru parametrii statici ce interesează, următoarele valori aproximative : $S_1 = 1\frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $S_{e1} = 3{,}8\frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $S_e = 0{,}13\frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $R_{ie} = 11{,}1$ kΩ. Înlocuind în (3), se găsește $S_1' = -2{,}87\frac{\text{mA}}{\text{V}}$, rezultat concordant cu graficul experimental.

Mai observăm că toate curbele reproduse în figurile 3 și 4 ilustrează cele 3 situații posibile referitoare la expresia (4) a pantei echivalente în cazul sarcinii rezistive : preponderența termenului negativ din expresie, caz corespunzător pantei incipiente negative ; anularea reciprocă a celor doi

*) [3], III.


ECH 21
$E_e = U_a = 250\ V$, $U_{g3} = -6V$
U_e (V)
i_a, i_e (mA)
25 kΩ
$U_{g1}=0$
-0,25V
-0,5V
-0,75V
-1V
-1,5V
-2V
-2,5V
-3V
-4V
-5V
-6V
-7V
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
40
50
60
70
80
90
100
110
120
130
140
150
160
170

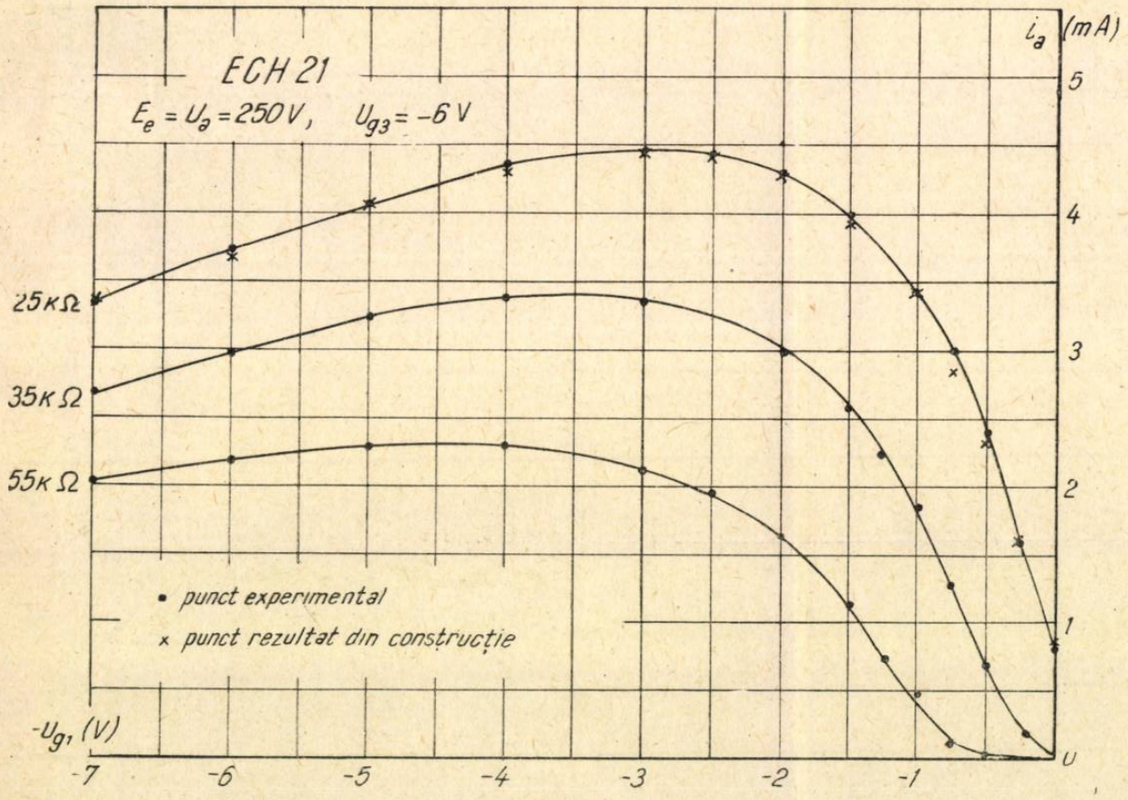

ECH 21
$E_e = U_a = 250\,V$, $U_{g3} = -6\,V$
i_a (mA)
25 kΩ
35 kΩ
55 kΩ
• punct experimental
× punct rezultat din construcție
$-U_{g1}$ (V)
-7 -6 -5 -4 -3 -2 -1 0
1 2 3 4 5

Fig. 3

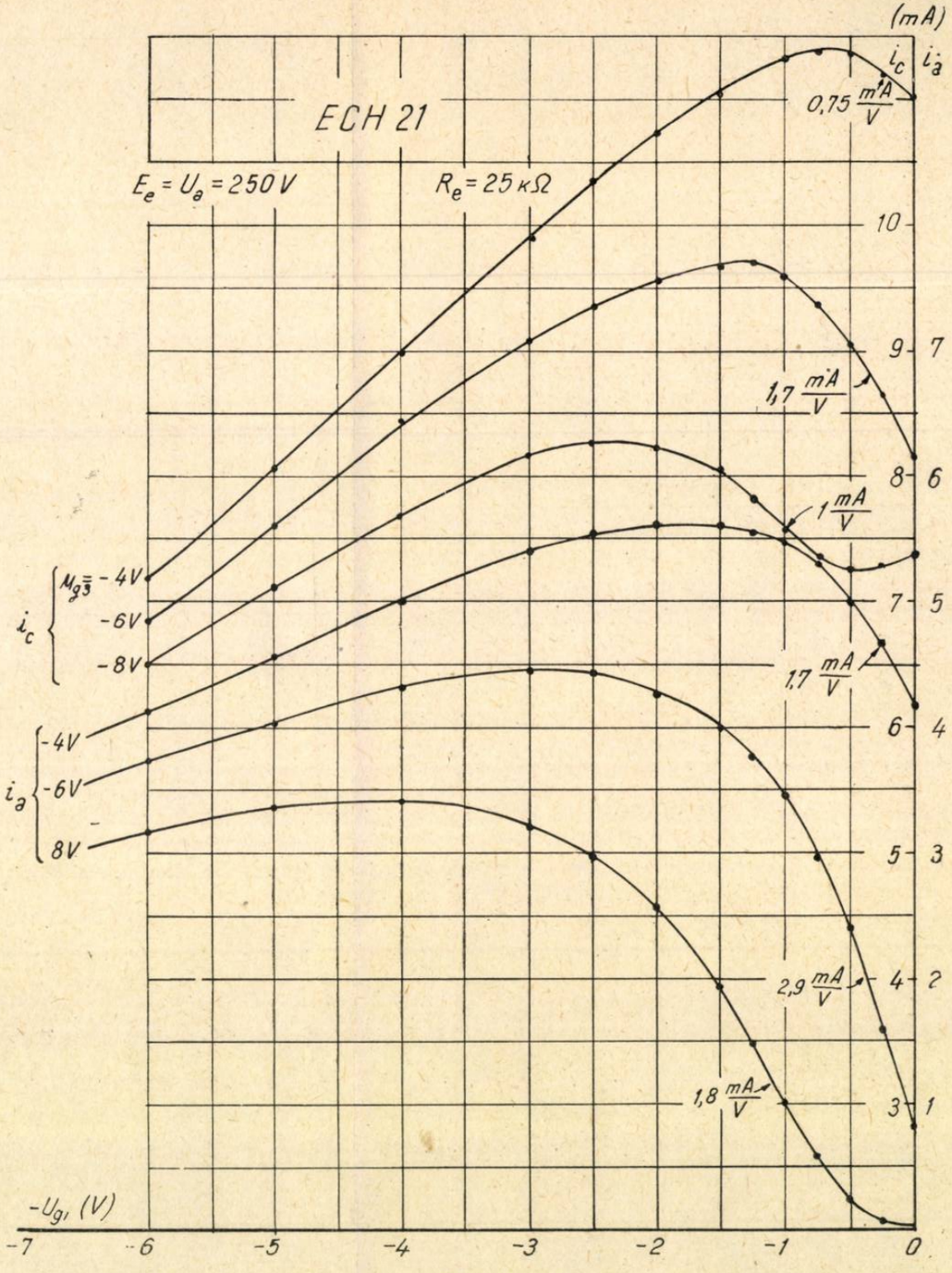

(mA)
ECH 21
$E_e = U_a = 250\,V$
$R_e = 25\,k\Omega$
i_c i_a
0,75 mA/V
1,7 mA/V
1 mA/V
1,7 mA/V
2,9 mA/V
1,8 mA/V
i_c U_{g3} -4V -6V -8V
i_a -4V -6V -8V
$-U_{g1}$ (V)
-7 -6 -5 -4 -3 -2 -1 0
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10

Fig. 4

(Am)
δ_i
$\frac{R_1}{V}$
$\frac{\delta_i}{R_1}$
$\frac{\delta_i}{V}$
$\frac{\delta_i}{R_1}$
$\frac{\delta_i}{V}$

$\frac{\delta_i}{R_1}$ (V)
× bruit
• bruit
32×75
32×75
52×75
ECHELLE
$V_2 = \delta_i V$
$\frac{\delta_i}{R_1} = \delta_i V$, $V_{025} = \delta_i V$
$E = \delta_i V$

termeni, corespunzătoare maximului curbelor; preponderența termenului pozitiv, caz corespunzător porțiunii de pantă pozitivă ce se stabilește la negativări mai mari.

Este interesant, că din aceleași relații inițiale (1) și (2), rezultă pentru panta echivalentă S'_{c1} a curentului catodic în raport cu grila 1 o expresie

$$S'_{c1} = S_1 - \left(S_e - \frac{1}{z_e}\right) A_e, \tag{5}$$

care dă temei să așteptăm instituirea unei pante negative și în curentul catodic. Evident, $\mathcal{R}e\,(S'_{c1}) > \mathcal{R}e\,(S'_1)$, fiind deplin compatibilă o pantă (cu parte reală) pozitivă pe curent catodic, cu o pantă (cu parte reală) negativă în curent anodic. Dacă $|z_e| \to \infty$, S'_{c1} devine egal cu S'_1, atingîndu-se valoarea maximă posibilă (ca valoare absolută) la valori date ale parametrilor.

Folosind cîmpul de caracteristici din figura 2, se poate ușor construi curba curentului catodic. În figura 4 sînt trecute curbele experimentale pentru curentul catodic, alura lor constituind o dovadă a realizării pantei negative pentru curentul i_c

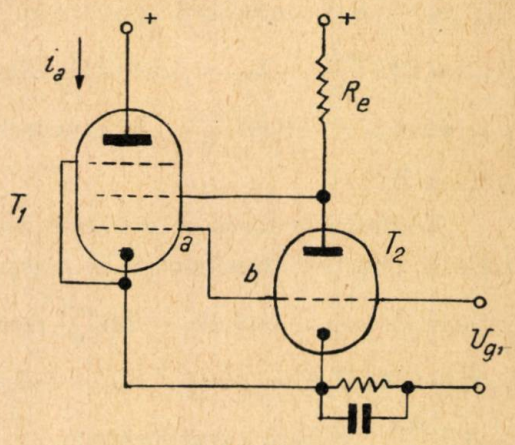


Fig. 5

Vom remarca posibilitatea obținerii unui efect echivalent celor descrise de relațiile (4) și (5) printr-o combinație a două tuburi (o pentodă și un tub amplificator) funcționînd în regim normal, ca în figura 5. Pentoda introduce parametrii proprii S_1 și S_e în expresiile pantelor S'_1 și S'_{c1}, în timp ce tubul amplificator determină amplificarea A_e. Evident legătura $a\ b$ este rațional de înlăturat, ceea ce corespunde dispariției termenului pozitiv S_1, din relațiile (4) și (5). Se observă cuplajul direct între tuburi.

Pentru a dobîndi convingerea că efectele descrise nu sînt particulare tubului considerat, s-au efectuat ridicări experimentale în curent continuu ale caracteristicii echivalente și pentru alte tipuri de hexode (heptode). În figurile 6, 7*a*, 7*b* și 8 sînt trasate aceste curbe pentru tuburile ACH 1, ECH 3, 6 SA 7, 6 A 8, 6 Л 7, 6 BE 6.

Tensiunile aplicate electrozilor și rezistența de sarcină R_e au fost alese astfel, încît să se obțină efecte cît mai nete. Curbe deosebit de caracteristice s-au obținut cu tubul ECH 3. Posibilitatea folosirii unei rezistențe mari în ecrane, a favorizat în cazul tuburilor ECH 3, ACH 1 apariția unor caracteristici ale curentului catodic, de pantă relativ mare.

Pentru a da cîteva valori de orientare în privința mărimii parametrilor statici și echivalenți, în punctele de funcționare optime (în curent continuu), vom prezenta alte două exemple. Pentru tubul ECH 3, în punctul de

funcționare $U_a = 250$ V, $U_e \approx 85$ V, $U_{g1} = -1$V, $U_{g3} = -8$V, măsurători statice au dat pentru parametrii următoarele valori : $S_1 = 1{,}15 \frac{mA}{V}$, $S_{e1} = 1{,}8 \frac{mA}{V}$, $S_e = 0{,}13 \frac{mA}{V}$, $R_{ie} = 29{,}4$ kΩ ($R_i = 450$ kΩ, $R_{ae} = 800$kΩ). Amplificarea la ecrane pentru rezistența de sarcină $R_e = 50$ kΩ va fi aproximativ 33,3, valoare care înlocuită în (4), ne dă o pantă echivalentă $S_1' \approx -3{,}18 \frac{mA}{V}$. Din grafic se obține valoarea $-3{,}2 \frac{mA}{V}$. Tubul ACH 1 posedă în punctul de funcționare optim, $U_a = 300$ V, $U_e \approx 40$ V, $U_{g1} = -0{,}5$ V, $U_{g3} = -6$ V următorii parametrii : $S_1 = 0{,}6 \frac{mA}{V}$, $S_{e1} = 2{,}91 \frac{mA}{V}$, $S_e = 0{,}126 \frac{mA}{V}$, $R_{ie} = 15{,}4$ kΩ. Rezultă o amplificare $A_e \approx 36{,}7$*) și o pantă $S_1' = -3{,}98 \frac{mA}{V}$, în concordanță cu valoarea obținută direct, de $-4 \frac{mA}{V}$.

Verificări similare se pot face pentru curentul catodic. Considerînd aceleași puncte de funcționare, se găsește pentru ECH 3, $S_{c1}' = -2{,}51 \frac{mA}{V}$ valoare de calcul față de $-2{,}6 \frac{mA}{V}$ rezultat din curbele experimentale ; la tubul ACH 1 se găsește $S_{c1}' = -3{,}47 \frac{mA}{V}$, valoare de calcul față de $-3{,}5 \frac{mA}{V}$, valoare experimentală.

Din neapariția pantei negative în curentul continuu nu poate fi trasă concluzia că tubul respectiv nu este adecvat realizării acestor efecte. Este suficient să observăm că rezistența R_e intervine pe de o parte direct în expresia amplificării A_e, creșterea rezistenței contribuind la mărirea pantei negative (în valoare absolută) ; pe de altă parte, R_e stabilește potențialul ecranului, intervenind astfel indirect în determinarea valorii parametrilor tubului. Va exista astfel o valoare optimă a rezistenței (vezi și fig. 3), pentru care în general parametrii ce intervin în expresia (3) nu au valorile optime. La o excitație sinusoidală tubul va prezenta o pantă echivalentă *dinamică*, determinată nu de rezistența R_e, care fixează potențialul continuu al ecranului, ci de impedanța echivalentă z_e dintre ecran și catod. În această situație, alegerea punctului de funcționare oferind parametrii cei mai convenabili, este independentă de valoarea sarcinei dinamice, care poate fi luată oricît de mare. Se obține o dublă creștere a pantei. Creșterea pantei cu z_e este limitată, mărirea acestei impedanțe peste o anumită valoare fiind puțin avantajoasă. Utilizînd de exemplu la tubul ECH 21 o sarcină în ecran de 100 kΩ în loc de 25 kΩ, se obține o sporire a pantei de la $-2{,}9$ la aproximativ $-4 \frac{mA}{V}$**).

*) $R_e = 70$ kΩ.
**) În același punct de funcționare.

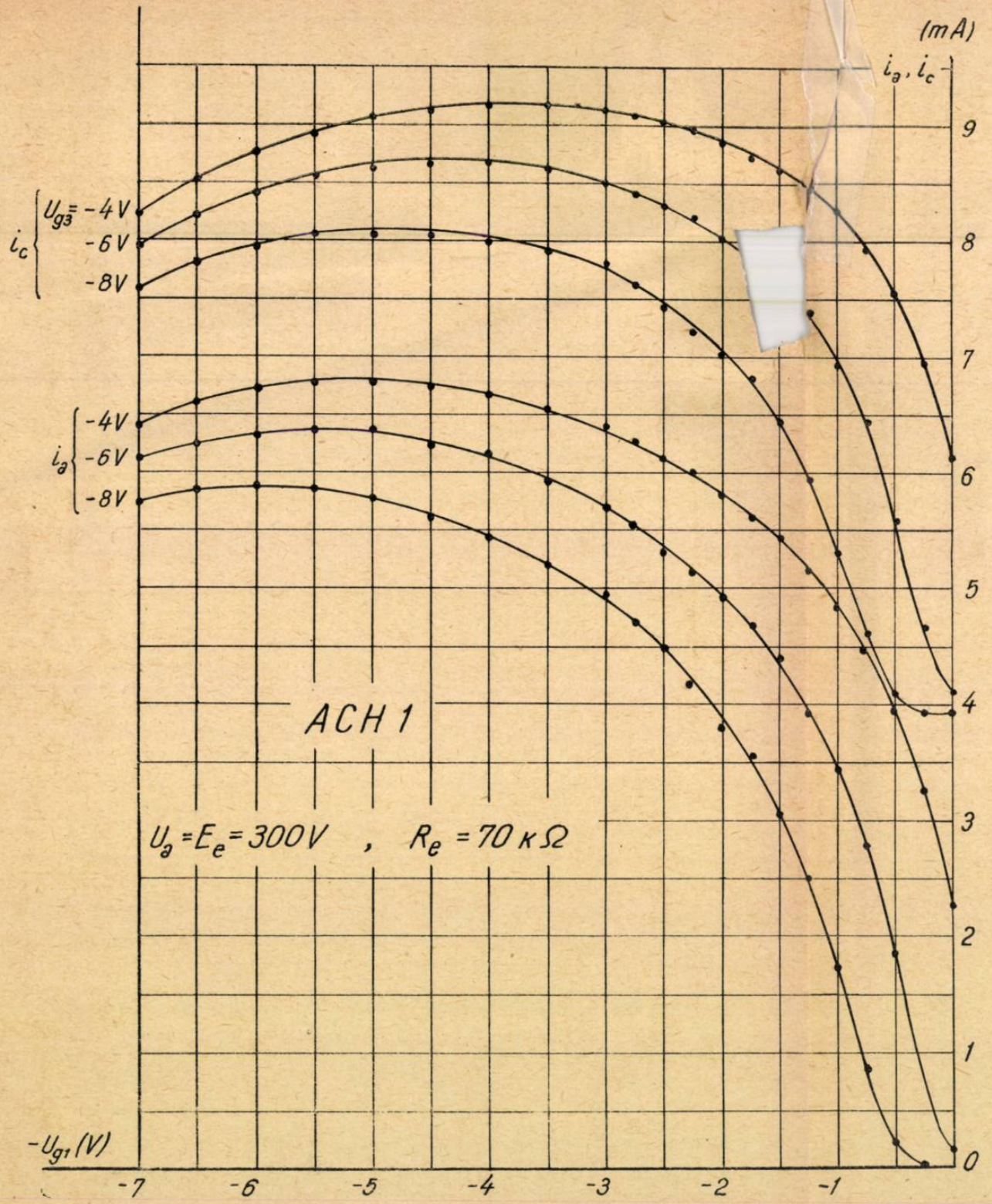

(mA)
i_a, i_c
9
8
7
6
5
4
3
2
1
0
i_c U_{g3} = -4 V
-6 V
-8 V
i_a -4 V
-6 V
-8 V
ACH 1
$U_a = E_e = 300$ V , $R_e = 70$ kΩ
$-U_{g1}$ (V)
-7
-6
-5
-4
-3
-2
-1

Fig. 6

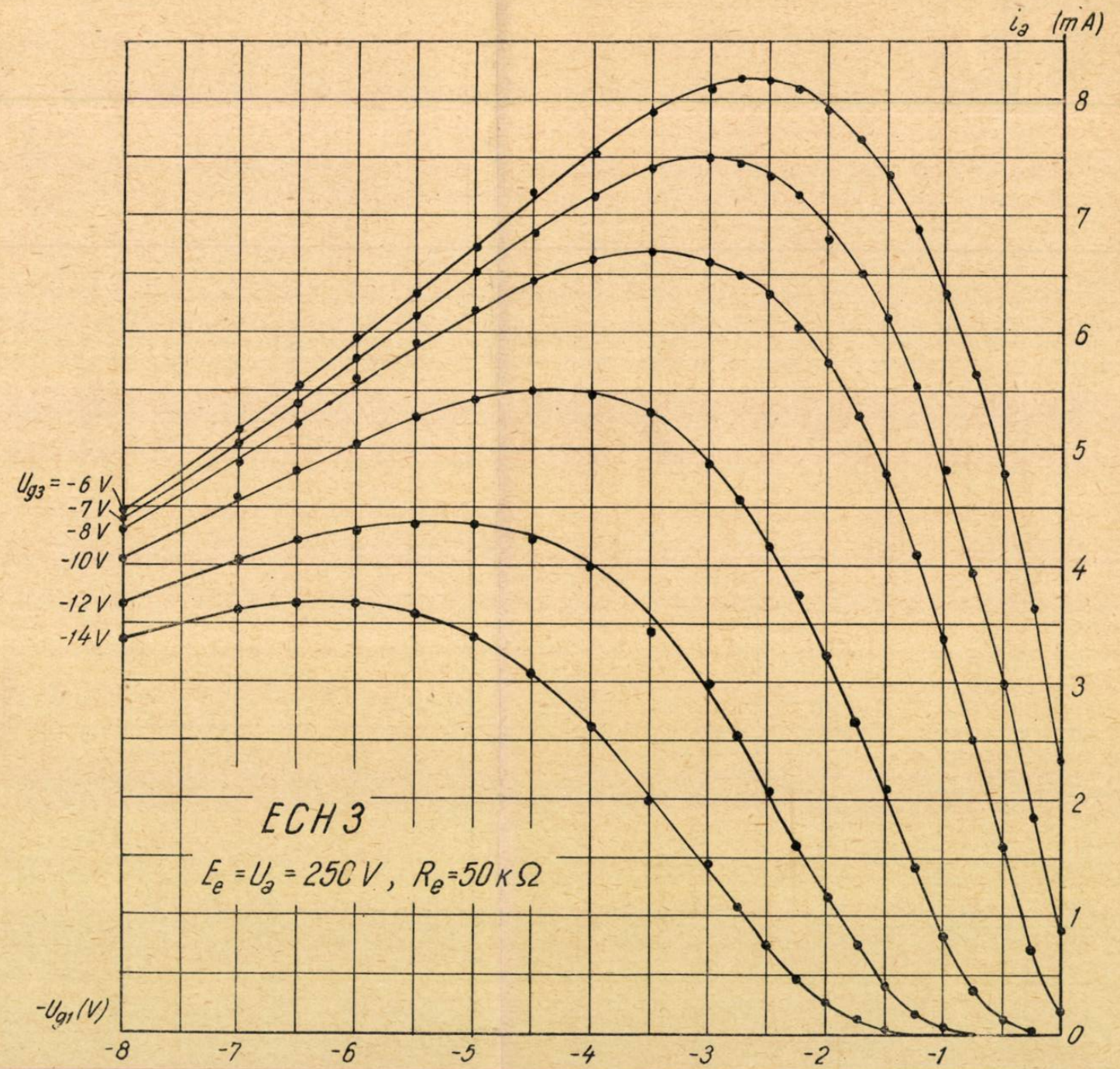
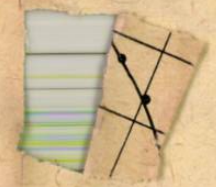

i_a (mA)
8
7
6
5
4
3
2
1
0
U_{g3} = -6 V
-7 V
-8 V
-10 V
-12 V
-14 V
ECH 3
$E_e = U_a = 250$ V , $R_e = 50$ kΩ
$-U_{g1}$ (V)
-8
-7
-6
-5
-4
-3
-2
-1

Fig. 7 *a*



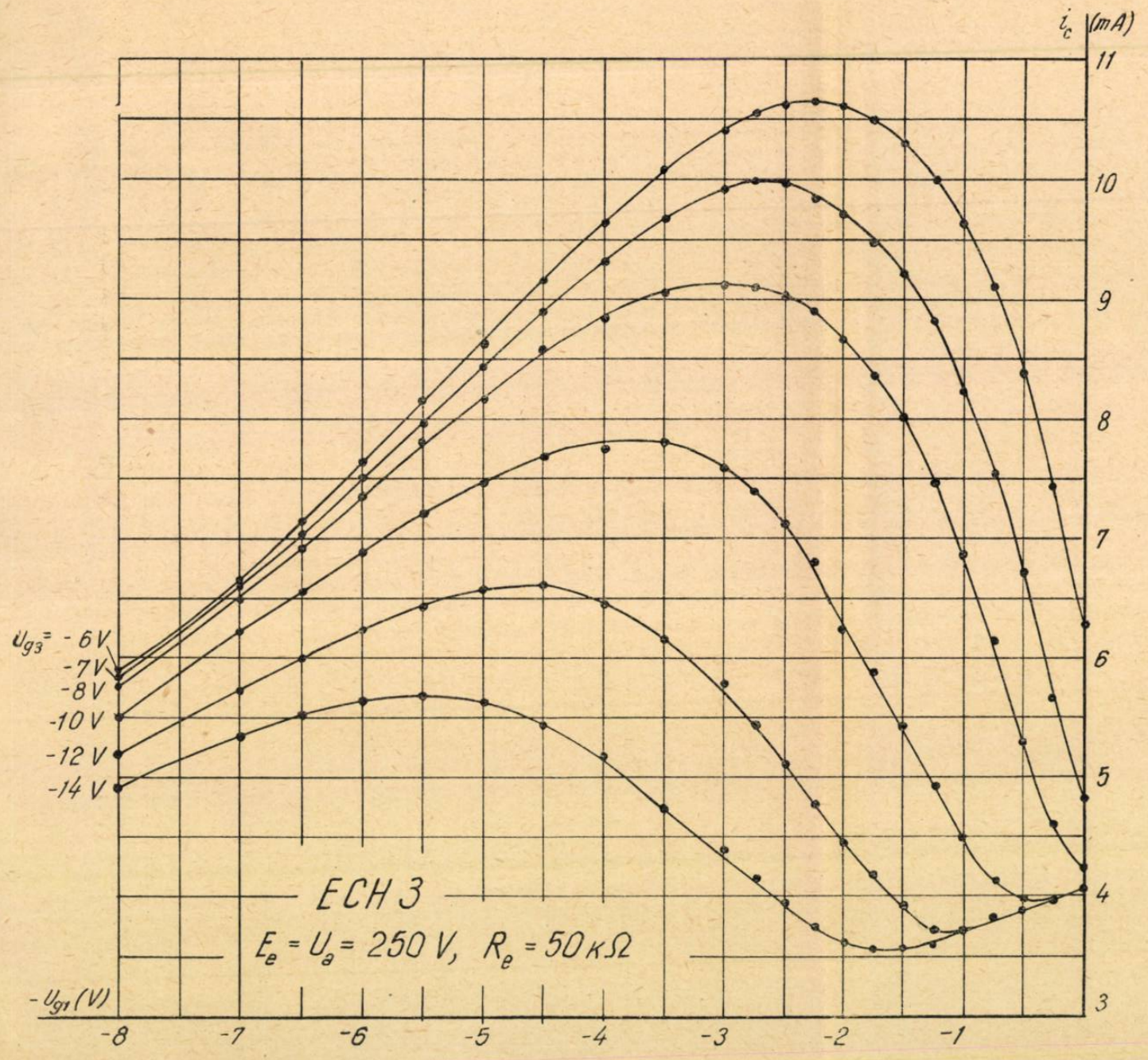

i_c (mA)
11
10
9
8
7
6
5
4
3
U_{g3} = - 6 V
-7 V
-8 V
-10 V
-12 V
-14 V
ECH 3
$E_e = U_a = 250$ V, $R_e = 50$ kΩ
$-U_{g1}$ (V)
-8
-7
-6
-5
-4
-3
-2
-1

Fig. 7 *b*

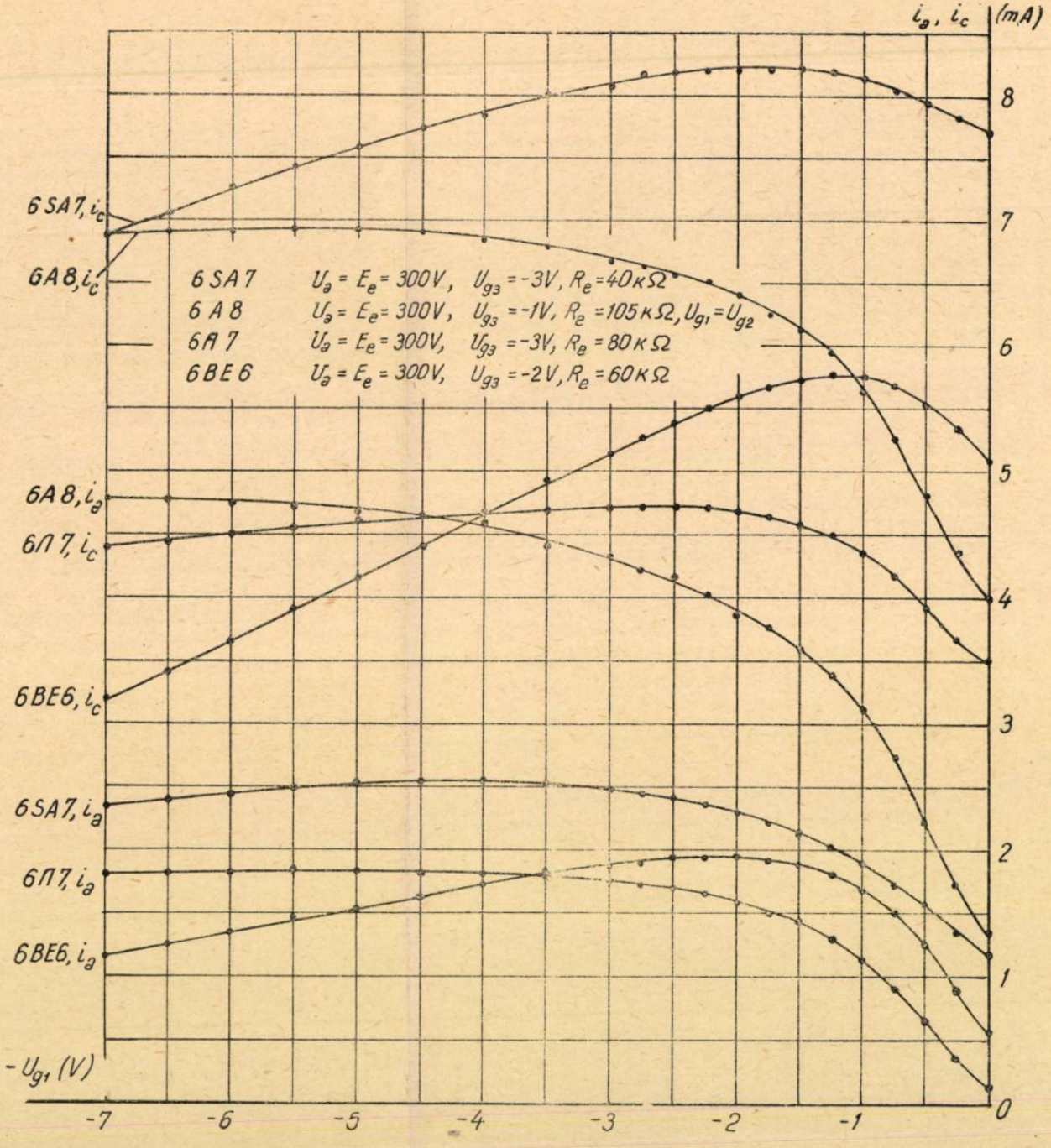

i_a, i_c (mA)
8
7
6
5
4
3
2
1
0
6SA7, i_c
6A8, i_c
6SA7 $U_a = E_e = 300$V, $U_{g3} = -3$V, $R_e = 40$kΩ
6A8 $U_a = E_e = 300$V, $U_{g3} = -1$V, $R_e = 105$kΩ, $U_{g1} = U_{g2}$
6A7 $U_a = E_e = 300$V, $U_{g3} = -3$V, $R_e = 80$kΩ
6BE6 $U_a = E_e = 300$V, $U_{g3} = -2$V, $R_e = 60$kΩ
6A8, i_a
6Л7, i_c
6BE6, i_c
6SA7, i_a
6Л7, i_a
6BE6, i_a
$-U_{g1}$ (V)
-7
-6
-5
-4
-3
-2
-1

Fig. 8

Cele de mai sus ne îndreptățesc să afirmăm că în funcționare dinamică numărul tipurilor de tuburi capabile să prezinte efectele discutate, este mai însemnat decît la funcționarea în curent continuu, pantele realizate fiind totodată mai bune.

În privința pantei în curent alternativ (și a caracteristicilor dinamice) vom reveni mai pe larg în partea a doua a lucrării.

3. Să analizăm mai în detaliu condițiile apariției pantei anodice negative.

Din caracteristicile echivalente reproduse mai sus, s-a putut constata că panta negativă se obține cu mare ușurință la hexode și heptode, în numeroase cazuri folosindu-se rezistențele de ecran normale, iar tensiunile între diferiți electrozi, normale sau cvasinormale. Se naște întrebarea, dacă pentodele care nu prezintă aceste fenomene în regim normal sau cvasinormal, pot totuși avea din punctul de vedere care ne interesează, o comportare similară hexodelor (și heptodelor) și în general, decе aceste ultime tipuri de tuburi oferă condiții favorabile apariției pantei negative.

Este știut [2], [4], [5] că hexodele și heptodele amestecătoare sînt astfel construite, încît la tensiuni normale aplicate pe electrozi, creează între grila pozitivată 2 și grila negativată 3, o puternică sarcină spațială, care facilitează rolul de comandă al acestui din urmă electrod. Totodată din cauza curentului anodic mic, panta sa în raport cu grila 1 este mică. La o asemenea pantă S_1 mică, panta curentului anodic în raport cu ecranul este totuși bună, deoarece grilele 2 și 4 fiind plasate în regiunea de sarcină spațială intensă de care am amintit, au o influență importantă. La o pentodă în regim normal sau cvasinormal este dificil de a asigura concomitent o pantă S_e mare și o pantă S_1 mică. Deobicei panta anodică este mult prea mare ; reducînd tensiunea anodică sau a ecranului, se obține reducerea lui S_1 ; dar totodată scade S_e datorită micșorării curentului anodic. Grila supresoare avînd aici un alt rol decît în hexode (heptode) nu creează o sarcină spațială care să învăluie ecranul.

Să revenim însă la hexode și heptode. Măsurători (aproximative) efectuate cu tubul UCH 21 (ECH 21), pentru cîteva negativări ale grilei 3 și diferite tensiuni de ecran, în jurul punctului de funcționare $U_a = 200$V, $U_e \approx 60$ V, $U_{g1} = -0{,}5$ V, $U_{g3} = -5$ V*) au dat pentru parametrii ce interesează valorile cuprinse în tabloul nr. 1.

Se observă că negativarea optimă a grilei 3 (punctul de funcționare II) asigură un bun control (S_e) al ecranului asupra curentului anodic, la o pantă S_1 destul de micșorată și un coeficient de amplificare μ_e bun. Potențiale de polarizare mai negative (III), reducînd curentul anodic, micșorează panta anodică S_1, dar totodată scad pe μ_e **) și în special panta S_e. Potențiale mai puțin negative decît negativarea optimă (I) modifică insensibil pe S_e — efect combinat al creșterii curentului anodic și micșorării sarcinii spațiale. Panta echivalentă scade datorită micșorării pantei curentului de ecran devenit mai mic și mai ales datorită creșterii foarte pro-

*) Punct optim pentru $E_e = U_a = 200$ V, $U_{g1} = -0{,}5$ V, $R_e = 25$ kΩ.

**) Datorită micșorării importante a rezistenței interne R_{ie}. Este o urmare a creșterii sarcinei spațiale, provenite din întoarcerea electronilor înapoi spre grila 2.

nunțate a pantei S_1 (implicate de creșterea curentului anodic și de îmbunătățirea raportului de divizare al curenților în favoarea plăcii).

Tabloul nr. 1

Tubul UCH 21

Punct de funcționare		U_{g3}(V) sau U_e(V)	i_a (mA)	i_e (mA)	S_1 $\left(\frac{mA}{V}\right)$	S_{e1} $\left(\frac{mA}{V}\right)$	S_e $\left(\frac{mA}{V}\right)$	R_{ie} (kΩ)	μ_e (calculat)	$S'_{1\,max}$ $\left(\frac{mA}{V}\right)$ (calculat)
U_a = 200 V	I	− 3	3,4	4,3	1,9	3,0	0,10	12,5	37,5	−1,85
U_e = 60 V	II	− 5	2,2	5,4	1,0	3,6	0,10	13	46,8	−3,68
U_{g1} = − 0,5V	III	− 7	0,63	6,2	0,16	3,9	0,07	9,4	36,6	−2,4
U_a = 200 V	IV	40	0,24	3,6	0,09	3,4	0,05	9,6	32,6	−1,54
U_{g1} = − 0,5 V U_{g3} = − 5 V	V	80	4,5	7,3	1,7	3,9	0,13	10	39	−3,37

Influența potențialului ecranului poate fi la fel de ușor urmărită. Reducînd potențialul ecranului (IV) vor scădea ambii curenți, curentul anodic deosebit de vertiginos. Ca urmare S_1, S_e se micșorează simțitor; S_{e1} va scădea relativ puțin, deoarece repartiția curenților a devenit deosebit de favorabilă ecranului; rezistența internă R_{ie} se micșorează în urma accentuării sarcinii spațiale din întreg intervalul catod −g3 provocată de potențialul redus al ecranului. Acest complex de modificări și în special scăderea lui S_e atrag micșorarea pantei echivalente negative. Urcînd potențialul ecranului (V), S_1, S_{e1}, S_e cresc și anume primul parametru mult mai puternic decît ceilalți*). Rezistența internă scade suficient de mult pentru ca μ_e să se reducă. În micșorarea pantei echivalente (negative) un rol însemnat îl deține aici mărirea pantei S_1.

Cele de mai sus explică alura curbelor în curent continuu. Micșorarea potențialului grilei 1 tinde să micșoreze simultan și monoton curenții și pantele acestora (se exclude cazul caracteristicilor statice cu pantă negativă). În același timp crește tensiunea aplicată ecranelor. S-a văzut însă că în raport cu această tensiune există o situație optimă pentru parametri. Suprapunerea celor două tendințe face să apară un minim al pantei echivalente (în valoare relativă); la stînga și la dreapta acestui punct panta crește.

Alura curbelor curentului catodic este asemănătoare, excluzînd porțiunea de caracteristică de la negativări mici, unde panta trecînd prin zero devine slab pozitivă. Se observă totodată că acest lucru se întîmplă de fiecare dată cînd curentul anodic a scăzut aproape la zero. În această observație rezidă

*) Creșterea mai puțin importantă a pantei S_e este condiționată de reducerea sarcinii spațiale din jurul ecranului.

însăşi următoarea explicaţie : sistemul catod $-g1 - g2 - g3 - g4$ va funcţiona ca o pentodă în conexiune de triodă, prezentînd o pantă pozitivă dinamică mică din cauza rezistenţei de sarcină *anodică* mari în raport cu rezistenţa internă *echivalentă*.

Să ne ocupăm pe scurt de posibilitatea realizării pantei negative la pentodele cu grila 3 accesibilă. Este neîndoios că va trebui să urmărim crearea aceloraşi condiţii, care la hexode şi heptode au condus la apariţia pantei negative. S-a văzut rolul decisiv jucat de sarcina spaţială provocată de grila 3 ; este normal a negativa şi la pentode această grilă în mod adecvat. Se alege în primul rînd un tub avînd o pantă mică şi un coeficient de amplificare al ecranului destul de bun. Pentoda EF 40 satisface de exemplu acestor deziderate (punctul de funcţionare indicat de catalog : $U_a = 250\text{V}$, $U_e = 150\text{ V}$, $U_{g1} = -2\text{ V}$, $U_{g3} = 0\text{V}$; $S_1 = 1{,}8\ \frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $\mu_e = 45$). Măsurînd parametrii tubului folosit s-au găsit valorile aproximative : $S_1 = 2\ \frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $S_e = 0{,}05\ \frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $\mu_e = 39{,}5$.

Evident nu se va putea realiza o pantă negativă, oricare ar fi valoarea impedanţei (rezistenţei) folosite, sub respectarea punctului de funcţionare. Experimental se constată că nici modificînd arbitrar rezistenţa R_e şi potenţialul grilei 3*) (fără a scădea însă tensiunea de placă) nu se obţin efectele căutate. Că în toate aceste încercări grila supresoare n-a reuşit să creeze o sarcină spaţială limitrofă însemnată rezultă din faptul că această grilă nu dobîndeşte proprietate de comandă (asupra curenţilor anodic şi de ecran). Dacă însă se menţine de exemplu aceeaşi rezistenţă în serie cu ecranul şi se scade tensiunea anodică, se observă simultan apariţia caracteristicilor de pantă negativă în curentul anodic şi catodic (fig. 9) şi dobîndirea proprietăţii de comandă de către supresor. Sîntem astfel în posesia unei confirmări a faptului că formarea unei sarcini spaţiale dense în regiunea ecranului este o condiţie sine qua non de apariţie a pantei negative.

Forma caracteristicilor curenţilor anodic şi catodic din figura 9 este similară celei de la hexode şi heptode, ceea ce vorbeşte pentru o reiterare a fenomenelor care se produc la aceste din urmă tuburi. Panta curentului catodic este apropiată ca valoare de cea a curentului anodic ca urmare a folosirii unor rezistenţe de ecran ridicate. Această remarcă are o valoare generală în cazul pentodelor unde din cauza curenţilor mici de ecran (chiar în regimul ce interesează) este posibilă folosirea unor rezistenţe R_e de valoare mare.

Efectuînd măsurători asupra parametrilor pentru a caracteriza modificarea acestora în jurul punctului de funcţionare $U_a = 60$ V, $U_e \approx 60$ V, $U_{g1} = -0{,}5$ V, $U_{g3} = -20$ V, corespunzînd punctului de abscisă $-0{,}5$ V de pe curba de -20V, figura 9, s-au obţinut rezultatele cuprinse în tabloul nr. 2.

*) Negativări ce depăşesc — 30 V se dovedesc încă ineficace.

Tabloul nr. 2

Tubul EF 40

Punct de funcționare	U_a (V)	U_{e} (V)	U_{g1} (V)	U_{g3} (V)	i_a (mA)	i_e (mA)	S_1 $\left(\frac{mA}{V}\right)$	S_{e1} $\left(\frac{mA}{V}\right)$	S_e $\left(\frac{mA}{V}\right)$	$\left(\frac{Ri_e}{k\,\Omega}\right)$	μ_e	S_1' maxim $\left(\frac{mA}{V}\right)$ (calculat)
I	60	60	−0,5	−20	0,8	1,4	0,2	1,8	0,03	48	85,5	−2,4
II	60	60	−0,5	0	2	0,4	1,9	0,41	0,04	94	39,3	+0,3
III	250	60	−0,5	−20	2,1	0,4	1,9	0,37	0,05	105	40	−0,1
IV	250	150	−2	0	3,4	0,6	2	0,38	0,05	98	39,5	+0,0
V	250	150	−0,5	−20	6,9	1,5	2,6	0,59	0,06	74	42	+0,1

Examinarea lor ne furnizează următoarele observații :

În regim normal sau cvasinormal (IV, V) deși panta S_1 și coeficientul de amplificare la ecran sînt comparabile cu S_1 și μ_e din cazul hexodelor (heptodelor) nu poate fi pusă în evidență panta echivalentă negativă* și aceasta datorită pantei S_e care este mult mai mică decît în ultimul caz. Punctele de funcționare I și III indică efectul deosebit de favorabil al scăderii tensiunii anodice, semnalat mai sus. Comparînd cazurile I, II se constată efectul de asemenea favorabil al negativării supresorului, precum și apariția proprietății de comandă în repartiția curenților prin tub.

Punctul de funcționare optim I asigură la o pantă S_1 mult micșorată o pantă S_e de valoare acceptabilă. Interesantă este apariția unui coeficient de amplificare μ_e aproximativ dublu față de cel oferit de toate celelalte puncte de funcționare. El se datorește creșterii pantei S_{e1} (și aici condiționată de curentul i_e mare), mult mai rapid decît scăderea rezistenței interne R_{ie}. Ultimul efect, produs de creșterea curentului i_e și de intensificarea sarcinii spațiale din jurul ecranului, este temperat de efectul aceleiași sarcini spațiale asupra repartiției curenților. Într-adevăr, de exemplu orice mărire a lui U_e crește pe i_e prin efect direct, micșorează însă sarcina spațială $g2 - g3$, ceea ce modifică raportul de divizare al curenților în favoarea plăcii și deci are loc o reducere a creșterii inițiale a curentului de ecran.

Această creștere a lui μ_e a permis obținerea unor pante echivalente apropiate ca valoare de cele din cazul hexodelor (heptodelor), în ciuda faptului că panta curentului anodic în raport cu ecranul este de aproximativ patru ori mai mică la pentoda EF 40.

Pentru a întregi întrucîtva comparația începută dintre pentode și hexode (heptode) să urmărim efectul introducerii unui al doilea ecran (g4 la hexode). Este neîndoielnic că acest electrod suplimentar va mări acțiunea de comandă a ecranelor prin efect direct (electrostatic) cît și prin influențarea sarcinii spațiale g2 — g3. Acest fapt constituie o cauză a creșterii pantei S_e în cazul hexodelor (heptodelor). Totodată se pierde însă avantajul unei rezistențe R_{ie} mari — aceasta datorită acțiunii mărite a ecranelor asupra însăși curentului de ecran. Rezultatul global este crearea unui complex de parametri relativ mai avantajos.

*) La valori R_e practic acceptabile.

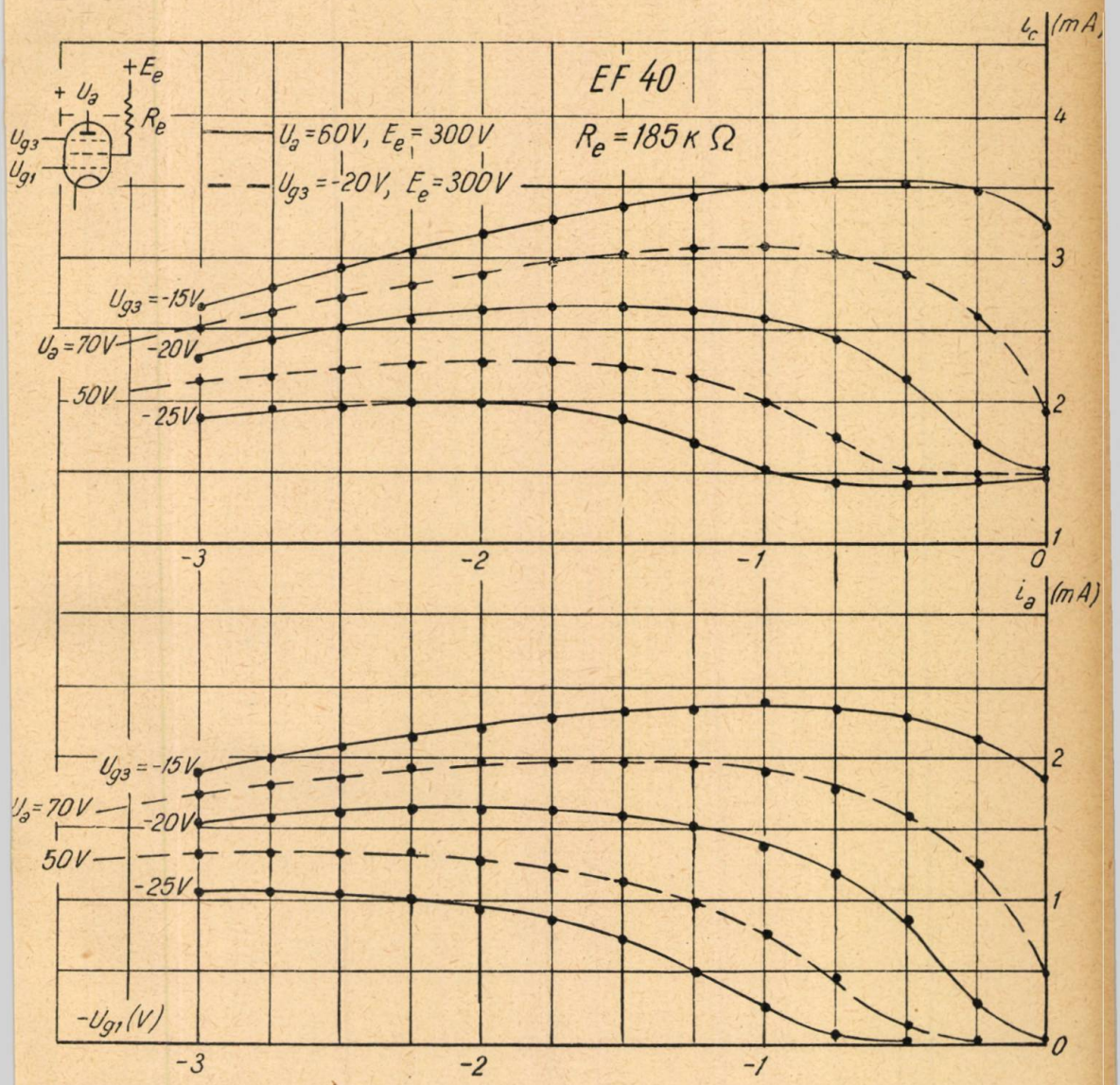

EF 40
$R_e = 185\,k\,\Omega$
$U_a = 60V,\ E_e = 300V$
$U_{g3} = -20V,\ E_e = 300V$
$+E_e$
$+\ U_a$
R_e
U_{g3}
U_{g1}
i_c (mA)
$U_{g3} = -15V$
$U_a = 70V$
$-20V$
$50V$
$-25V$
4
3
2
1
0
-3
-2
-1
i_a (mA)
$-U_{g1}$ (V)

Fig. 9.

Deosebiri de comportare se întîlnesc nu numai între pentode și hexode (heptode), dar chiar între diversele tipuri din ultimele tuburi. S-ar putea crede că apartenența la grupul de tuburi asmestecătoare sau convertoare are un rol determinant. S-a văzut că tuburi amestecătoare ca ECH 21, ECH 3, ACH1*) prezintă o pantă negativă apreciabilă. Un exemplu de tub convertor cu o comportare suficient de bună este pentagrila sovietică 6 A 8

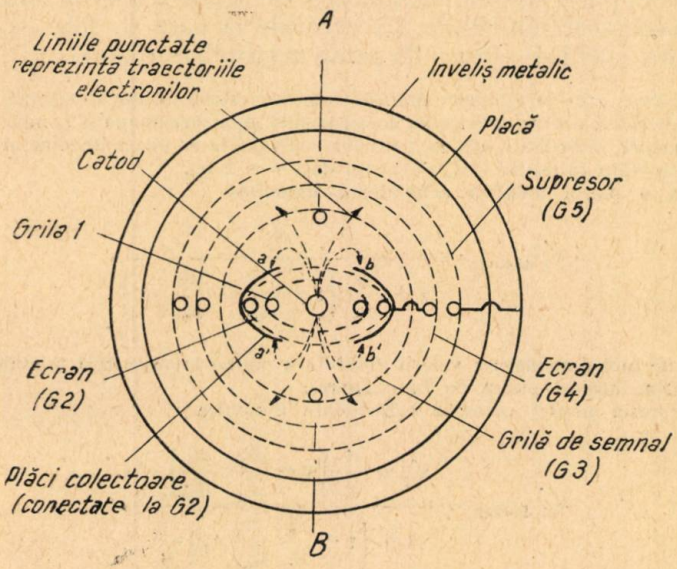


Fig. 10

(vezi graficul din figura 8) avînd de exemplu grila 2 oscilatoare legată la *gl*. În realitate cuvîntul hotărîtor îl spune construcția internă a tubului. O heptodă specială care poate funcționa și drept convertor deși nu are grilă specială pentru oscilator, 6 SA 7 (vezi figura 9) are o comportare foarte puțin potrivită creării de pantă negativă. Explicația trebuie căutată în construcția specială a electrozilor (figura 10) [2]. Introducerea pieselor colectoare legate electric la *g2* înrăutățește considerabil valoarea parametrilor atît în privința rezistenței interne la ecran cît și a pantei S_e. Într-adevăr măsurători statice au dat pentru parametrii ce interesează (în p. de f. $U_a =$ $= 300$ V, $U_e \approx 55$ V, $U_{g1} = -0{,}5$ V, $U_{g3} = -3$V) valorile : $S_1 = 0{,}31 \frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $S_{e1} = 2{,}59 \frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $S_e = 0{,}071 \frac{\text{mA}}{\text{V}}$, $R_{ie} = 6{,}66$ kΩ. Se constată reducerea la aproximativ jumătate a rezistenței interne și a pantei S_e, comparativ cu tubul ECH 21, în punctul de funcționare considerat. Reducerea rezistenței interne R_{ie} se explică prin caracterul masiv al grilei 2+ piese colectoare. Cît privește acțiunea de comandă a grilei 2, asupra curentului anodic, ea

*) Ne referim la partea de hexodă (heptodă) a tubului dublu.

s-a restrîns în principal la porțiunile ab, $a'b'$, deoarece fluxul de electroni este fasciculat pe această direcție de traversele grilei 1. De altfel nici panta curentului de ecran (g2,4 + piese colectoare) nu este mare, așa cum ar fi de așteptat din cauza caracterului compact al electrodului 2, aceasta tot datorită fasciculării electronilor pe direcția $A-B$. Mai trebuie adăugat că sarcina spațială este mai puțin eficace, deoarece a fost aproape complet suprimată acea parte care există în fața grilei ecran 2 ([4] p. 155, [5] p. 549 și p. 554) în construcții normale. La octodele la care se folosesc construcții asemănătoare, ([3] III) efectul de pantă negativă este slab.

În încheierea considerațiilor de mai sus vom face cîteva ultime observații. Curbele reproduse sînt caracteristici echivalente *statice* corespunzînd unor sarcini anode z_a nule. Efectul conectării unei asemenea impedanțe asupra pantelor echivalente se poate imediat evalua din (1) și (2), înlocuind ipoteza primitivă $dU_a = 0$ prin $dU_a = -z_a di_a$.

Rezultă o pantă anodică echivalentă *dinamică*

$$S'_{1\ \text{dinamic}} = \frac{S'_1}{1 + \frac{z_a}{R_i}\left(1 + \frac{S_e}{S_{e1}} \cdot \frac{R_i}{R_{ae}} A_e\right)}, \tag{6}$$

expresie care ne indică reducerea valorii absolute a pantei anodice fără schimbarea semnului (dacă se menține același punct de funcționare).

Din expresia pantei catodice echivalente dinamice

$$S'_{c1\ \text{dinamic}} = \frac{S'_{c1} + \frac{A_e}{z_e}\left(1 + \frac{S_1}{S_{e1}} \cdot \frac{R_i}{R_{ae}}\right)\frac{z_1}{R_i}}{1 + \left(1 + \frac{S_e \cdot R_i}{S_{e1}\ R_{ae}} A_e\right)\frac{z_a}{R_i}}, \tag{7}$$

reiese că aceasta este mai puternic redusă de sarcina anodică, fiind posibilă chiar schimbarea de semn dacă S'_{c1} este mic iar impedanța z_a importantă.

Conectînd în placa tubului ECH 3 o sarcină anodică $z_a = 100$ k Ω, panta anodică echivalentă se reduce de la $-3{,}18 \frac{\text{mA}}{\text{V}}$ la $\frac{-3{,}18}{1{,}52} \approx -2{,}09 \frac{\text{mA}}{\text{V}}$, iar panta catodică echivalentă de la $-2{,}51 \frac{\text{mA}}{\text{V}}$ la $\frac{-2{,}51 + 0{,}20}{1{,}52} \approx -1{,}52 \frac{\text{mA}}{\text{V}}$.

Realizînd un cuplaj de la ecran la grila 3, întocmai ca la schema transitron, se obține o modificare a parametrilor S_e și R_{ie}, dată de formulele ce urmează

$$\left.\begin{aligned} S'_e &= S_e + k_3 S_3, \\ \frac{1}{R'_{ie}} &= \frac{1}{R_{ie}} - k_3 S_{e3}. \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

Dacă

$$1 + \frac{z_e}{R'_{ie}} \geq 0, \quad (z_e \text{ — real}),$$

acest cuplaj acționează în același sens cu efectul direct al potențialului ecranului nedecuplat asupra curenților anodic și catodic.

4. Una din manifestările pantei negative în schemele practice este creşterea derivei nulului. Ne referim la acele scheme folosind hexode sau heptode a căror ieşire o constituie un semnal de curent continuu. De exemplu, extinderea [6] procedeului de stabilizare a nulului cu ajutorul unei rezistenţe de reacţie comună catodică, folosit în amplificatorii diferenţiali, la cazul wattmetrelor electronice în punte (utilizînd hexode, figura 11) poate conduce

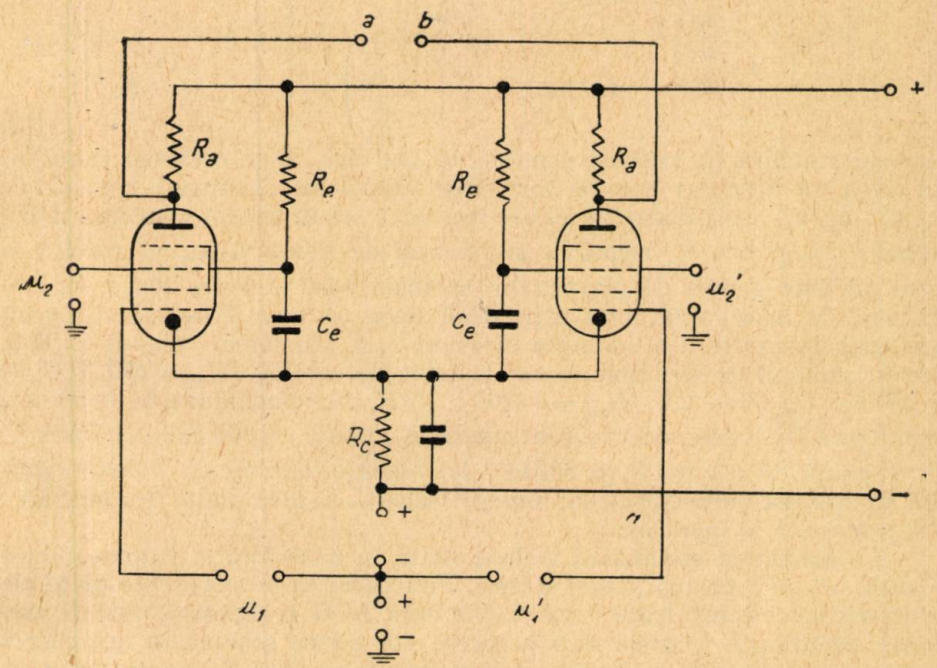


Fig. 11

în funcţie de tipul tubului şi de punctul de funcţionare ales, la stabilizarea sau la *destabilizarea* schemei.

Se poate uşor stabili că tensiunea la ieşire, ce apare în urma unei variaţii dE_g în tensiunea de negativare a grilelor 1 este egală cu

$$dU' = \left\{ \Delta_{12}(\alpha S_1') - \frac{2R_c S_{c1}'}{1 + 2R_c\left(S_{c1}' + \dfrac{S_e + \dfrac{1}{R_{ie}}}{1 + \dfrac{R_e}{R_{ie}}}\right)} \Delta_{12}\left[\alpha\left(S_1' + \frac{S_e}{1 + \dfrac{R_e}{R_{ie}}}\right)\right] \right\} dE_g, \quad (9)^*)$$

unde simbolul Δ_{12} indică o diferenţă de valori ale expresiei pe lîngă care stă, calculate pentru fiecare din cele două ramuri ale punţii; expresiile neafectate de simbolul Δ_{12} reprezintă media valorilor corespunzătoare

*) S-a neglijat influenţa tensiunii anodice asupra curenţilor i_a şi i_e.

ambelor ramuri ; α reprezintă fracțiunea din curentul anodic respectiv care trece prin diagonala de măsură a punții. În cazul unei variații dE_a a tensiunii de alimentare a plăcilor și ecranelor între punctele a și b ale schemei apare o tensiune de dezechilibru

$$dU'' = \left\{ \Delta_{12}\left(\alpha \frac{S_e}{1+\frac{R_e}{R_{ie}}} \right) - \frac{2R_c \frac{S_e + \frac{1}{R_{ie}}}{1+\frac{R_e}{R_{ie}}}}{1 + 2R_c\left(S'_{c1} + \frac{S_e + \frac{1}{R_{ie}}}{1+\frac{R_e}{R_{ie}}} \right)} \Delta_{12}\left[\alpha\left(S'_1 + \frac{S_e}{1+\frac{R_e}{R_{ie}}} \right) \right] \right\} dE_a , \qquad (10)$$

expresie stabilită în aceleași condiții ca mai sus. Deși ecranele tuburilor pot avea un decuplaj bun pe frecvența semnalelor de intrare sinusoidale (u_1, u'_1 ; u_2, u'_2) acest decuplaj nu are nici un efect în curent continuu. Dacă tuburile au panta S'_{c1} negativă în punctul de funcționare, va rezulta în cazul ambelor genuri de perturbații, semnale false la ieșire (dacă R_c este suficient de mare) mult mai mari decît dacă nu s-ar fi introdus această rezistență în catod. Un exemplu elocvent este utilizarea tubului ECH 3, care în punctul de funcționare recomandat de catalog ($U_a = 250$ V, $U_e = 150$ V, $U_{g1} = -2$V, $U_{g3} = -10$V), $-R_e$ corespunzător este de 50 kΩ (vezi figura 7b) — prezintă în curent continuu o pantă catodică de $-1{,}7$ mA/V. O rezistență de reacție $R_c \approx 300\,\Omega$*) provoacă o derivă de valoare infinită în ipoteza caracteristicilor liniare (schema este la limita de amorsare ; vezi punctul 5 al lucrării).

La evaluarea stabilizării trebuie luată în considerație valoarea echivalentă, iar nu valoarea pantei statice. Funcționarea pe porțiunile plate ale caracteristicilor echivalente (vezi de exemplu ACH 1, figura 6) este de asemenea neindicată. Pantele slab negative vor aduce schema în apropierea limitei de amorsare în urma utilizării rezistențelor mari de reacție ; pantele slab pozitive vor introduce o stabilizare insuficientă mult diferită de cea prevăzută pe baza pantei statice.

5. Este evident că apariția pantei negative în curenții anodic și catodic implică apariția unor impedanțe negative în anod, respectiv catod. Stabilind o reacție totală de la placă la $g1$ (figura 12 a) vom avea $U_{g1} = U_a$, și neglijînd influența directă a tensiunii U_a (ca tensiune anodică), caracteristicile $i_a - U_{g1}$ devin caracteristici $i_a - U_a$. Porțiunile de pantă negativă ale curbei vor prezenta acum o rezistență negativă egală cu $\frac{1}{S'_1}$. Efectuînd un calcul exact (punînd în relațiile (1) și (2) $dU_{g1} = k_1 dU_a$, $dU_{g3} = 0$), se găsește că admitanța prezentată de schemă între punctele a b este

$$Y_a(k_1) = \frac{dU_a}{di_a} = \frac{1}{R_i} + \frac{S_e A_e}{S_{e1} R_{ae}} + k_1 S'_1 \approx k_1 S'_1 , \qquad (11)^{**})$$

*) La acest calcul s-a aproximat paranteza de la numitorul termenului doi din expresia (10) prin S'_{c1}.

**) Aproximație evident valabilă dacă k_1 nu este prea mic.

unde k_1 reprezintă coeficientul de reacție pe tensiune. La tensiuni anodice oscilante mari, k_1 va trebui ales mic, rezultînd o conductanță negativă mult micșorată.

Pentru circuitul ecranului, impedanța anodică z_a introduce o reacție de curent, ceea ce poate conduce la o impedanță echivalentă în ecran

$$Y_e = \frac{1}{R_{ie}} \cdot \frac{1 + k_1 S'_{1\max} z_a + \frac{z_a}{R_i}\left(1 + \frac{S_e}{S_{e1}} \cdot \frac{R_i}{R_{ae}} \mu_e\right)}{1 + \left(k_1 S_1 + \frac{1}{R_i}\right) z_a}, \tag{12}$$

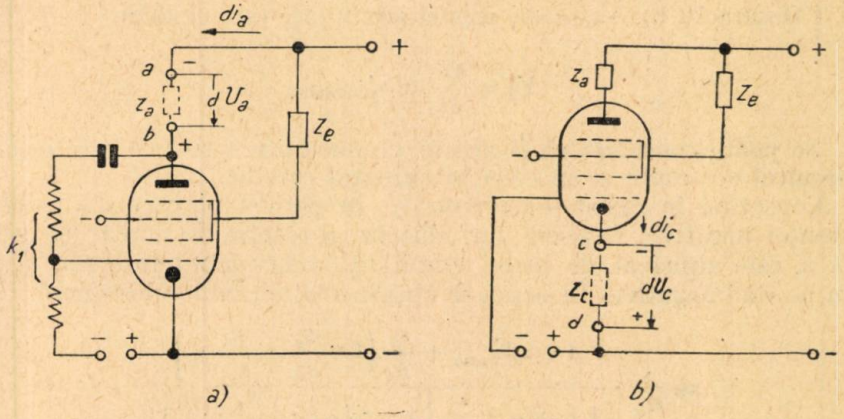


Fig. 12

cu parte reală negativă. Acest efect poate avea loc numai dacă panta anodică echivalentă maximă

$$S'_{1\max} = S_1 - \mu_e S_e \tag{12'}$$

devine negativă. Cu alte cuvinte în ecran este posibilă apariția unei conductanțe negative chiar dacă panta anodică (echivalentă) efectivă este pozitivă.

Se poate de asemenea folosi o reacție de curent, tensiunea introdusă pe grila 1 fiind luată de pe o impedanță z în serie cu sarcina z_a. Admitanța echivalentă prezentată în anoda tubului este egală cu

$$Y'_a = \frac{\frac{1}{R_i} + \frac{S_e A_e}{S_{e1} R_{ae}}}{1 + z\, Y_a(1)}. \tag{13}$$

Va apare o conductanță negativă pentru acele valori ale impedanței de reacție z, pentru care schema se va găsi dincolo de limita de amorsare, în presupunerea că $z_a = 0$*). Impedanța corespunzătoare se va anula dacă $z\ Y\ (1) = -1$, adică în momentul atingerii condiției limită de oscilație în aceeași schemă considerată mai sus.

*) Afirmația presupune A_e real.

Ultima constatare este consecința unei propoziții generale : o schemă adusă la limita de oscilație, prin ruperea oricărui circuit (purtător de curent) va prezenta între cele două borne astfel create, o impedanță nulă.

Pentru ca Y'_a să aibă o valoare stabilă în raport cu parametrii tubului este necesară situarea departe de limita de amorsare în schema amintită ; va rezulta deci o rezistență echivalentă negativă relativ mare.

În cazul aceleiași reacții de curent, admitanța în ecran are de asemenea partea reală negativă*), însă mereu finită, deoarece schema nu poate fi amorsată dacă nu este conectată în ecran o impedanță $z_e \neq 0$.

Tubul cu ecranul nedecuplat prezintă *în catod* o admitanță negativă, fără a fi necesară introducerea unei tensiuni suplementare de reacție pe grila 1 (figura 12 b). Valoarea acestei admitanțe este evident

$$Y_c = \frac{dU_c}{di_c} \approx S'_{c1\,\text{dinamic.}} \tag{14}$$

Se poate considera că și aici se produce o reacție ; ea este localizată în circuitul ecranului și cu efect în curentul catodic.

Conectînd în catod impedanța z_c, în paralel pe care dorim crearea rezistenței negative, implicit introducem o reacție de curent pe grila 1. Dacă z_c este suficient de mare, admitanța echivalentă în ecran și placă devin pe rînd negative. În ecran se obține o admitanță echivalentă

$$Y''_e \approx \frac{1}{R_{ic}} \cdot \frac{1 + z_c S'_{1\,\max} + \dfrac{z_a}{R_i}\left(1 + \dfrac{S_e}{S_{e1}} \cdot \dfrac{R_i}{R_{ae}}\,\mu_e\right)}{1 + z_c S_{e1} + \dfrac{z_a}{R_i}\left[1 + z_c S_{e1}\left(1 + \dfrac{S_1}{S_{e1}} \cdot \dfrac{R_i}{R_{ae}}\right)\right]}, \tag{15}$$

iar în placă

$$Y''_a \approx \frac{\dfrac{1}{R_i} + \dfrac{S_e A_e}{S_{e1} R_{ae}} + \dfrac{z_c}{z_e} A_e \left(\dfrac{1}{R_i} + \dfrac{S_1}{S_{e1} R_{ae}}\right)}{1 + z_c S'_{c_1}}. \tag{16}$$

În concluzie, condițiile necesare pentru crearea unor rezistențe negative în placă, ecran și catod sînt pante S'_1, $S'_{1\max}$, respectiv $S'_{c1\,\text{dinamic}}$ negative.

Cazul admitanței negative Y_c este cel mai interesant. El oferă în catod rezistențe negative relativ reduse, la tensiuni anodice utile mari. Totodată această reacție nu necesită cuplaj între electrozi la potențiale de polarități contrare, ceea ce ar fi necesitat condensatori de blocare. Cu alte cuvinte, în acest caz caracteristica de frecvență a rezistenței negative nu este căzătoare spre frecvența zero. Conectarea circuitului oscilant în catod permite de asemenea funcționarea cu grila la masă.

Ecranele nu pot juca rolul lor de ecranare, deoarece principial este necesară prezența unor impedanțe echivalente mari între ele și masă. Rolul de ecran îl poate juca grila 1 ([4] p. 348 și 543) în cazul legării sale la masă. Influența anodei se va resimți însă prin cuplaj capacitiv spre ecran

*) Caz descris de expresia (12), $z_a = z$.

precum și prin influența asupra pantei echivalente. Folosind suplimentar o reacție de tensiune de la placă la $g1$ se poate reduce, teoretic complet influența sarcinii anodice asupra impedanței echivalente prezentate în catod. Valoarea acestei reacții este

$$k_1^* \approx \frac{-S_1' + A_e \frac{R_i}{R_{ae}} \left(\frac{S_1}{S_{e1} z_e} - \frac{S_{c1}' S_e}{S_{e1}} \right)}{S_1' S_{c1}' R_i} \tag{17}$$

și corespunzător

$$Y_c^* = S_{c1}'. \tag{18}$$

Se vede că reacția necesară este mică astfel încît la nevoie se va putea recurge și aici la un cuplaj fără condensator de blocare.

Folosind de exemplu tubul ECH 3 (în punctul de funcționare considerat) cu $z_a = z_e = 100$ kΩ, coeficientul de cuplaj k_1^* are valoarea $1{,}5 \cdot 10^{-3}$ iar rezistența negativă prezentată în catod este egală cu 270 Ω.

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЫЕ ЯВЛЕНИЯ У ЭЛЕКТРОННЫХ ЛАМП С НЕРАЗВЯЗАННЫМ ЭКРАНОМ

I. ЭФФЕКТЫ ОТРИЦАТЕЛЬНОЙ КРУТИЗНЫ И ОТРИЦАТЕЛЬНОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОННЫХ ЛАМП С НЕРАЗВЯЗАННЫМ ЭКРАНОМ

(КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ)

Настоящая статья является первой частью работы относительно некоторых явлений, возникающих в пентодах, гексодах, гептодах. Выявляется возникновение отрицательной крутизны в характеристиках «анодный ток — потенциал первой сетки», «катодный ток — потенциал первой сетки», когда между экраном и катодом существует достаточно большой импеданс. При использовании этих эффектов можно получить отрицательные сопротивления низкого значения.

QUELQUES PHÉNOMÈNES PARTICULIERS OBSERVÉS AUX TUBES ÉLECTRONIQUES DONT L'ÉCRAN N'EST PAS DÉCOUPLÉ

I. EFFETS DE PENTE ET RÉSISTANCE NÉGATIVE DES TUBES ÉLECTRONIQUES À L'ÉCRAN NON DÉCOUPLÉ

(RÉSUMÉ)

Cet article représente la première partie d'un travail qui traite de certains phénomènes apparaissant dans les pentodes, hexodes et heptodes. L'auteur met en évidence l'apparition de la pente négative dans les caracté-

ristiques : courant anodique — potentiel de la grille 1 et courant cathodique — potentiel de la grille 1, lorsque la valeur de l'impédance entre l'écran et la cathode est suffisamment élevée. L'emploi de ces effets permet d'obtenir des résistances négatives d'une valeur réduite.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Kammerloher, *Hochfrequenztechnik II, Elektronenröhren und Verstärker*, vol. II. F. Wintersche Verlagshandlung, Füssen, 1948.
2. Karl R. Spangenberg, *Vacuum tubes*. Mc. Graw Hill book Co., New York, Toronto, Londra, 1948.
3. * * * *Caractéristiqu es et schémas de montage des tubes récepteurs et amplificateurs*. vol. II, III. Publicat de M.N.V. Philips'Gloeilampenfabrieken, Eindhoven, 1949.
4. H. Barkhausen, *Lehrbuch der Elektronenröhre und ihre technischen Anwendungen*, S. Hirzel, Leipzig, 1953.
5. P. Parker, *Electronics*. Edward Arnold, Londra, 1952.
6. Győző Fáy, *Elektronikus teljesitménymérés. A hazai hálózati modell felodatai és szerkezeti megoldása*. Budapesta, 1953.

ÎNCERCĂRI DE ARDERE A DOUĂ SORTURI DE LIGNIT PE UN GRĂTAR ÎN TREPTE

DE

G. SINGER şi TR. NICOLESCU

Politica energetică a R.P.R. prevede folosirea combustibililor inferiori, pentru arderea în focarele cazanelor. Deoarece, în ţara noastră, arderea acestor combustibili în instalaţii mici şi mijlocii nu a fost practicată decît pe scară foarte redusă şi s-au întîmpinat greutăţi, Institutul de energetică al Academiei R.P.R. a studiat posibilităţile de ardere a acestor combustibili. S-au urmat concomitent două căi şi anume : încercări de ardere

1) în instalaţii industriale,

2) într-o instalaţie experimentală construită în cadrul institutului (focarul experimental).

Rezultatele şi concluziile la care s-a ajuns în cadrul încercărilor de arderea lignitului în instalaţii industriale au fost descrise în [1]. A rezultat că pentru arderea lignitului se recomandă folosirea unui grătar cu împingere răsturnată.

Instalaţia focarului experimental descrisă mai amănunţit în [2], este un focar, cu grătar înclinat în trepte, cu o serie de parametri variabili ca : înclinarea grătarului şi bolţilor, temperatura şi felul de insuflare al aerului, tirajul. Focarul este prevăzut cu aparate de măsură necesare pentru a caracteriza arderea în focar.

Încercările de arderea turbei efectuate în această instalaţie au fost descrise în [2].

În nota de faţă se tratează despre încercările de arderea unor sorturi de lignit. Scopul încercărilor a fost de a constata dacă sorturile încercate se pretează pentru arderea pe un grătar înclinat în trepte.

1. Combustibilul utilizat

S-a studiat arderea lignitului provenind de la exploatările Filipeştii de Pădure şi Rovinari, ambele sorturi cu granulaţia 30—350 mm.

Aceşti ligniţi au fost aleşi din următoarele motive :

a) lignitul de Filipeştii de Pădure din cauza marii cantităţi extrase anual, intervenind cu o pondere însemnată în producţia de lignit a R.P.R. ;

b) lignitul de Rovinari, deoarece provine dintr-o exploatare nouă de suprafaţă, cu rezerve mari şi deoarece nu a fost folosit pînă în prezent pe scară industrială.

Cărbunele livrat a fost depozitat înainte de ardere în depozitul de combustibil al Institutului; ligniții de Filipești aproximativ două luni, iar cei din Rovinari aproximativ două săptămîni. Astfel se explică și conținutul relativ redus de apă al ligniților de Filipești cu care s-au făcut încercările ($w = 17{,}72\,\%$).

Din cauza transportului și manipulărilor, cărbunii s-au sfărîmat. Din acest motiv, înaintea tuturor încercărilor cu excepția încercării I (tabloul nr. 1), combustibilul a fost ciuruit o dată sau de două ori prin sita de 30, iar fracțiunea mai mică de 30 mm îndepărtată.

Din cauza încărcării în elevator și răsturnării în buncăr, lignitul, deși sortat, s-a mai sfărîmat. La încercările cu lignit de Rovinari, blocurile mai mari de 350 mm au fost sfărîmate. Aceasta din următoarele motive:

— pentru a avea aceleași condiții ca și în cazul lignitului de Filipești (sort 30—350 din stația de sortare),

— pentru că blocurile ce depășesc această dimensiune se rostogoleau direct pe grătarul de zgură și erau evacuate nearse.

Analizele tehnice și elementare ale ambilor ligniți sînt redate în tabloul nr. 1. Se menționează că nu au fost constatate variații de umiditate în timpul perioadei de încercare.

2. Încercări efectuate

Din numeroasele posibilități de experimentare, ce se pot realiza datorită parametrilor variabili ai instalației, o analiză preliminară a permis stabilirea unui număr de încercări de bază, care să ilustreze comportarea lignitului.

Instalația experimentală a funcționat cu opriri în timpul nopții, între încercările efectuate în diferite condiții și chiar între încercările efectuate în aceleași condiții. Concluziile și rezultatele încercărilor au fost obținute, pe baza datelor înregistrate după intrarea în regim a focarului. Durata încercărilor de bilanț a variat între $1^h\ 15' — 10^h$ și a fost determinată de necesitatea de a opri instalația, fie din cauza zgurificării, fie de oprirea instalației în timpul nopții. Încercări de durată nu au fost efectuate.

3. Constatări și concluzii

Observațiile făcute în timpul arderii precum și interpretarea rezultatelor de calcul au permis efectuarea unui studiu [3]. În tabloul nr. 2 se dau în rezumat rezultatele încercărilor și în cele ce urmează principalele concluzii la care s-a ajuns.

Se poate afirma de la început că pentru arderea ligniților este necesară insuflarea aerului sub grătar. Acest lucru rezultă din faptul că, în cadrul încercărilor cu ligniți de Rovinari nu s-a reușit a se arde combustibilul din focar fără insuflare; în cazul folosirii lignitului de Filipești la funcționare numai cu tiraj s-au obținut performanțe slabe pentru un focar (temperatura: 468°C, randament $\eta_f = 87{,}40\,\%$ și un grad de eficacitate de $\Omega = 16{,}85\,\%$). Cu toate că, în cazul tuturor încercărilor, nivelul temperaturilor în focar nu a fost ridicat, nu au fost întîmpinate greutăți din punct de vedere al aprinderii la ambele sorturi de combustibili. Aceasta se explică și prin forma focarului instalației, care este un spațiu aproape închis, iar suprafața de răcire existentă este neglijabilă.

Încărcările grătarului, cît și cele termice spațiale sînt în cazul experiențelor efectuate cu mult sub cele indicate de literatură. Chiar dacă se ia în considerație că încercările indicate în lucrările de specialitate sînt pentru cărbuni superiori ligniților noștri din punct de vedere al arderii în strat (cărbune din regiunea Moscova, cărbune Celiabinsk, cărbune brun) aceasta nu

Tabloul nr. 1

Lignit de	REZULTATE RAPORTATE LA CĂRBUNE NATURAL															RAPORTAT LA MASA COMBUSTIBILĂ							
	Analiza tehnică									Analiza elementară				Putere calorifică		Analiza tehnică						Putere calorifică	
	w_h la proba de analiză	Cenușă la 105°C	w_t	Cenușă	Materii combustibile	Cocs brut	Cocs net	S_t	N	C	H	S comb.	O + N	P_{cs}	P_{ci}	Materii combustibile	Cocs net	C	H	S comb.	O + N	P_{cs}	P_{ci}
	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	kcal/kg		%	%	%	%	%	%	kcal/kg	
Filipești	11,45	36,32	17,72	29,70	28,92	53,36	23,66	2,87	0,60	34,75	2,83	1,71	13,73	3 279	3 025	54,99	45,01	66,01	5,39	2,40	26,12	6 235	5 944
Rovinari	10,10	32,59	35,36	21,07	24,59	40,05	18,98	1,21	0,77	26,63	2,42	0,49	14,03	2 584	2 241	56,43	43,57	61,12	5,77	1,12	31,99	5 930	5 619

*Tabloul nr. 2 *)*

Denumirea	Simbol	Unitate de măsură	ÎNCERCAREA																				
			I	IV	V	VIII	VI	VII	IX	X	III	II	XVI	XIX	XX	XXII	XI	XII	XIII	XIV	XV	XXII	XXI	XVIII
Combustibilul			FILIPEȘTII DE PĂDURE										ROVINARI											
Regimul de ardere			INSUFLARE									Aspirație	INSUFLARE											
			aer preîncălzit					aer rece					aer preîncălzit				aer rece							
Zone deschise pentru acces aer			Z_I	Z_{II}		Z_{III}	$\frac{1}{2} Z_{II}$ $\frac{1}{2} Z_{III}$	Z_{III}			Z_{II} Z_{III}	Z_I Z_{II} Z_{III}	Z_{III}	Z_I Z_{II}	Z_{II} Z_{III}	Z_I Z_{II} Z_{III}	Z_{III}					Z_I Z_{II}	Z_{II} Z_{III}	Z_I Z_{II} Z_{III}
Durata încercării	h	ore	9^{55}	1^{15}	1^{30}	2^{15}	1^{55}	3^{00}	2^{15}	2	2^{30}	3^{45}	2^{30}	2^{30}	2^{15}	2^{45}	1^{15}	2^{15}	3^{00}	2^{45}	4^{45}	1^{15}	2^{40}	3^{45}
Consum orar combustibil	B	kg/oră	292	160	234	311	288	200	331	300	220	160	432	432	240	245	324	313	314	393	379	254	305	314
Temperatura aer insuflat	t_{aer}	°C	107	124	110	127	127	40	30	30	40	—	192,3	125,9	158	125,4	30	30	20	20	20	30	30	30
Presiunea subzone	Z_I Z_{II} Z_{III}	mmCA	3,55 2,90 2,78	2 1,33 0,33	3,14 1,57 1,0	−1 −0,66 −0,44	1 1,11 1,11	−2,84 −2,81 0,68	−1,4 −1,6 0,4	−0,89 −0,41 1,0	4,36 4,82 4,15	−4,5 −4,0 −3,0	−1,0 0,91 0,132	3,62 2,87 2,68	1,69 1,53 1,69	1,08 1,16 1,16	−1,0 0,83 0,3	1,7 2,5 3,2	1,54 2,54 1,61	−0,5 −0,083 0,26	3,79 4,15 3,21	8,43 7 3,5	2,53 3,41 2,35	3,06 3 2,62
Temperatura gaze focar	t_f	°C	615	558,3	448,5	586	685	532,3	533	530,3	425,6	468	647,9	713,1	420	602,5	480	560	454,6	564,1	635,4	600	640	618,7
Exces aer focar	d_{fcf}	%	3,14	5,58	5,75	12,35	5,46	4,4	4,13	3,69	8,7	5,37	3,65	2,54	3,21	3,51	4,6	3,15	5,17	3,14	3,39	5,9	3,11	3,44
Depresiunea focar	Δ_p	mmCA	4,15	0,94	0,88	1,7	1,82	2,76	0,7	2,38	3,5	4,15	1,2	1,0	2,32	1,30	0,95	1,09	1,6	1,52	1,21	1,03	0,93	−1,08
Încărcarea specifică a grătarului	q_g	kg/m²h	94,5	51,8	76	101	93,2	64,8	107,8	97,2	71,3	51,8	140	140	77,6	95,5	105	101	101,2	127	122,5	81,6	98,6	116,5
Încărcarea termică specifică a grătarului	q_g	$\frac{10^3 kcal}{m^2h}$	286	156,5	230	306	281	196	326	294	215	156,5	314	314	174	214	235,5	225,5	226	285	275	182,5	221	261,5
Încărcarea termică spațial focar	q_f	$\frac{10^3 kcal}{m^2h}$	110	60,4	88,3	117	109	75,4	125,5	113	83	60,4	121	121	67	82,5	90,5	87,3	87,5	109,5	105,7	70,8	85,1	100,5
Pierderi prin ardere chimică	q_3	%	1,7	1,52	1,75	2,82	2,43	1,25	1,34	1,08	4,87	0,356	1,85	1,475	2,59	1,59	2,26	0,586	3,90	1,74	1,425	2,33	2,94	2,25
Pierderi prin căzătură	$q_{4căz}$	%	0,42	0,368	0,387	0,483	0,447	0,462	0,476	0,461	0,447	0,41	0,462	0,462	0,462	0,204	0,22	0,369	0,388	0,379	0,465	0,266	0,308	0,312
Pierderi prin zgură	q_{4zg}	%	20,9	3,47	3,5	10,4	12,4	6,47	15,9	13,7	13,45	10,3	7,34	5,04	6,82	3,4	5,67	5,5	8,52	9,1	11,7	12,3	6,52	6,82
Pierderi prin căldură fizică	$q_{4f'}$	%	1,51	1,28	1,30	1,38	1,415	1,29	1,28	1,28	1,42	1,415	1,288	1,288	1,288	1,255	1,288	1,31	1,315	1,315	1,35	1,38	1,288	1,228
Pierderi prin ardere mec. incompl.	q_4	%	22,83	5,118	5,187	12,263	14,262	8,222	17,656	15,441	15,317	12,125	9,09	6,79	8,57	4,859	7,178	7,179	10,223	10,794	13,515	13,946	8,188	8,42
Pierderi prin pereți	q_5	%	0,0628	0,1142	0,0784	0,0587	0,0635	0,0912	0,0552	0,0607	0,0833	0,1145	0,0890	0,0773	0,1030	0,1365	0,0760	0,0780	0,0938	0,0976	0,1015	0,0972	0,1080	0,0687
Randamentul	η_f	%	75,41	93,25	92,98	84,86	83,24	90,44	80,95	83,42	79,73	87,40	88,97	91,46	88,74	93,41	90,49	92,16	85,78	87,37	84,96	83,63	88,76	89,26
Grad de eficacitate	Ω	%	26,90	19,12	18,1	7,86	17,25	23,40	22,2	25,18	10,20	16,85	28,8	40,9	32,20	31,20	23,50	34,3	21,10	32,8	29,5	17,40	33,20	30,5
Situația zgurificării		da	da	da	da	da	da	da	da	da	da	da	ușor	ușor	ușor	da	nu	nu	da	nu	da	da	ușor	ușor

poate justifica obținerea de încărcări termice specifice care reprezintă în cazul arderii ligniților de Filipești de 19,5—40,8 % și în cazul celor de Rovinari 21,8—39,2 % din cele recomandate [4] și [5]. Pentru cazul ligniților de Filipești rezultatele obținute sînt mai dezavantajoase dacă se ia în considerație $P_{ci} = 3\,025$ kcal/kg și umiditatea de $w = 17{,}72\,\%$.

Nici cu aceste încărcări reduse nu s-a putut atinge unul din scopurile urmărite și anume de a obține un regim fără zgurificare. În cazul arderii ligniților de Filipești zgurificarea s-a produs la toate încercările. La arderea cărbunilor de Rovinari au fost și unele încercări lipsite de zgurificare (încercările XI, XII, XIV), însă în restul cazurilor zgurificarea a apărut.

Socotind că temperatura medie în focar reprezintă un oarecare indiciu asupra temperaturii în strat — cauza principală a producerii zgurii — s-a căutat a se vedea dacă este posibilă stabilirea unui regim de temperaturi limite în focar ce nu poate fi depășit fără ca să se producă zgurificarea parțială sau integrală a grătarului. Din încercări s-a observat că zgurificarea grătarului poate apare chiar dacă temperatura medie în focar este sub 750—800°C. În orice caz însă peste 800°C apariția fenomenului de zgurificare este sigură.

În concluzie, temperatura medie în focar nu constituie un indiciu sigur pentru zgurificarea grătarului, cînd este sub 750—800°C. Motivele sînt următoarele :

Cu ligniții de Rovinari au fost executate în aceleași condiții de exprimare încercările XI, XII, XIII, XIV și XV. Din aceste cinci încercări, încercările XIII și XV au fost întrerupte din cauza zgurii. La încărcări identice ale grătarului, 225 500 și 226 000 kcal/m²h, în cazul unei temperaturi medii în focar de 560°C (încercarea XII) nu s-a produs zgurificarea pe cînd la temperatura medie de numai 454,6°C (încercarea XIII) zgurificarea a avut loc. De menționat este faptul că pe lîngă temperatura medie mai coborîtă în cazul încercării XIII și temperatura maximă atinsă în focar de 600°C a fost mai scăzută decît temperatura maximă de 660°C atinsă la încercarea XII.

S-a studiat și influența grosimii stratului de combustibil asupra pierderilor prin ardere chimic incompletă. Rezultatele nu au fost însă concludente.

Se poate observa o oarecare influență și a temperaturii asupra formării de CO ; astfel la încercarea XI $t_f = 480$°C, $q_3 = 2{,}26\,\%$ și în cazul încercării XIV cu $t_f = 564$°C, q_3 a scăzut la 1,74 % (presiunile de insuflare ale aerului în zona a 3-a sînt egale +0,3 și +0,26 mm col. apă). Desigur existența pierderilor q_3 se datorește unui complex de factori și nu s-a putut face un studiu asupra fiecăruia în parte. Totuși din observațiile făcute cel care pare a fi hotărîtor este presiunea de insuflare. Aerul insuflat cu presiune mai mare trece prin strat mai ușor și produce sub bolta posterioară o turbionare a gazelor. Însă sub o anumită temperatură, care în cazul încercărilor noastre se plasează în jur de 500°C, factorul hotărîtor în ceea ce privește q_3 devine temperatura în focar (încercările XI, XIII și III).

Dintre componentele pierderilor prin ardere mecanică incomplete, notate q_4, cele prin căzătura $q_{4căz}$ sînt foarte mici. Limita admisă de literatură a fost depășită numai cu puțin în cazul a 12 încercări. Componentele principale ale pierderilor prin ardere mecanică incompletă le formează cele prin zgură, q_{4zg} , și cele prin căldura fizică a zgurii, $q_{4f'}$, care depind de solicitarea grătarului, granulația și conținutul de cenușă al combustibilului, precum și de sistemul de evacuare al zgurii. În cazul încercărilor efectuate cu ligniți de Filipești q_{4zg} a variat între limitele 3,47 % (încercarea IV) și 9 % (încercarea I) iar $q_{4f'}$ între 1,28 % (încercările IV, IX și X) și 1,51 % (încercarea I). La încercările cu cărbuni de Rovinari pierderile au fost în general mai mici. Față de limita indicată pentru $q_{4zg} + q_{4f'} = 6—8\,\%$, la cărbunii de Rovinari nu s-au depășit aceste limite în cazul încercărilor XVII, XI, XII, XIX și la cărbunii de Filipești la încercările IV, V și VII.

Se consideră că pierderile prin antrenare, a căror determinare pe cale directă nu s-a putut face, sînt neglijabile, din cauza formei spațiului de ardere, presiunii reduse de insuflare și

granulației combustibilului > 30 mm, astfel că pierderile prin ardere mecanic incompletă $q_4 = q_{4căz} + q_{4zg} + q_{4f'}$. Aceasta rezultă de altfel și din bilanțul materiei minerale. În cazul celor 22 de încercări efectuate, pierderile q_4 se situează la 13 încercări, din care numai 3 în cazul ligniților de Filipești, sub limita de 11 % admisă de literatură. Pierderile de căldură în mediul înconjurător, prin pereții focarului, q_5, sînt neglijabile, valoarea lor maximă fiind de 0,13 %.

S-a studiat și influența temperaturii de preîncălzire a aerului insuflat. Din comparația încercărilor XXII și XIX față de XX și XXI se poate întrevedea în ceea ce privește preponderența unuia din factori presiune sau temperatură că, pentru insuflarea în zona I factorul mai important îl constituie temperatura de insuflare a aerului — presiunea bineînțeles să nu scadă sub o anumită limită, care în cazul stratului de combustibil realizat în focarul experimental este de circa 3 mm col apă — iar pentru insuflare pe ultima zonă, presiunea de insuflare a aerului este un factor mai important decît temperatura lui.

Influența neomogenității granulației combustibilului asupra formării masive de zgură a fost confirmată de încercările efectuate. S-a observat că un procentaj ridicat de praf duce la zgurificarea rapidă și completă a grătarului. Din acest motiv — cu excepția încercării I— toți lignitii au fost trecuți prin sită de 30 mm. În cazul încercării în aceleași condiții, o sortare ulterioară trecerii cărbunilor prin sită (în cazul nostru o triere manuală) dă rezultate bune (încercarea XIV). Este însă o operație anevoioasă, respectiv scumpă.

În cazul încercării VIII lignitul de Filipești a fost udat după ciuruire. Nu s-a putut observa o comportare mai favorabilă din punct de vedere al zgurificării, căci în cazul ambelor încercări grătarul a zgurificat. Încărcarea termică specifică de 306 000 kcal/m²h față de 280 600 kcal/m²h la încercarea I nu este concludentă.

Variația unghiului de înclinare a grătarului de la 35° la 29° nu a avut nici o influență asupra rezultatelor încercărilor și asupra încărcării, deoarece cărbunele nu a înaintat în nici o situație datorită alunecării lui pe un plan înclinat; a fost necesară intervenția permanentă cu ranga.

Creîndu-se condiții identice din punct de vedere al granulației și funcționării, s-au putut compara două sorturi de ligniți, Filipești și Rovinari, din punctul de vedere al arderii pe grătar. Toate încercările efectuate cu ligniți de Filipești 10 bilanț + 4 tatonări au trebuit să fie sistate după un timp de funcționare de 4—12 ore din cauza zgurificării complete a grătarului. Din cele 12 încercări de bilanț efectuate cu lignitii de Rovinari, la trei din ele nu s-a putut observa formarea de plăci masive sau bulgări de zgură (XI, XII și XIV), patru încercări au trebuit să fie întrerupte din cauza zgurificării complete a grătarului (XVIII, XIII, XV și XXII), iar la restul încercărilor plăcile de zgură formate au putut fi sparte și îndepărtate cu ranga. La lignitii de Filipești zgura, la începutul încercării se formează numai pe ultima zonă a grătarului înclinat și în formare, înglobează în special măruntul nears. Zgurificarea înainta apoi pînă aproape de gura de încărcare. Bulgării de zgură care au luat naștere prin împiedicarea formării plăcilor de zgură din cauza intervențiilor cu ranga, ajungeau la mărimi de Ø 300 mm și lungime de 600—700 mm înglobînd în ei masa nearsă. La zgurificarea lignitului de Filipești, cuibul incipient de zgură se dezvoltă rapid, în partea unde nu se intervine cu ranga, formînd acolo o placă de zgură aderentă la grătar. O dată formată pe o suprafață de circa 0,5—0,75 m² nu poate fi îndepărtată de pe patul grătarului nici prin intervenția rângii.

Spre deosebire de lignitul de Filipești, cel de Rovinari nu arde în bulgări compacți, ci înainte de aprindere exfoliază puternic; astfel, zgura ce s-ar forma eventual la alți cărbuni la periferia bulgărilor, împiedicînd arderea întregului bulgăr nu are posibilitatea de a acoperi, în cazul Rovinarilor, masa interioară încă neatacată de flacără. El formează o cenușă fină și pulverulentă, asemănătoare cu cea a turbei. După cum au arătat experiențele, în cazul zgurificării, cenușa de Rovinari, nu înglobează nearse în aceeași măsură ca cea de Filipești și cuiburile de

zgură nu se extind masiv. Blocurile formate sînt mai mici, diametrul circa 150 mm şi lungimea 150 mm. În caz de formare a plăcilor ele nu sînt atît de aderente la grătar şi pot fi sparte cu ranga.

O consecinţă a celor de mai sus este procentul mai redus de pierderi în cazul ligniţilor de Rovinari pentru aceleaşi încercări.

Tabloul nr. 3

Ligniţi de	Încărcare termică specifică a grătarului kcal/m²h	q_4 %	Observaţii
Filipeşti	272 000	14,0	media încercărilor cu insuflare de aer rece în zona III, încercările VII, IX, X şi XI,
Rovinari	249 000	8,7	XII, XIII.

Din punct de vedere al performanţelor obţinute, se consideră că cele ale Rovinarilor sînt superioare, chiar dacă s-ar neglija factorul cel mai important, zgura. Aceasta rezultă mai întîi din tabloul nr. 4, în care au fost comparate prin valori medii, încercări efectuate în aceleaşi condiţii.

Tabloul nr. 4

Ligniţi de	Încărcare termică specifică a grătarului kcal/m²h	Încărcare specifică kg/m²h	η_f %	Ω %	t_f°C
Filipeşti	272 000	89,0	84,8	23,3	531,8
Rovinari	249 000	111,2	88,3	28,2	539

Încărcările termice ar trebui să fie mai reduse pentru cazul ligniţilor de Rovinari cu raportul celor două puteri calorifice, adică $\frac{2\,241}{2\,031} \simeq 75\,\%$. Aceasta nu a fost cazul, căci după cum se vede mai sus procentul este $\frac{249\,000}{272\,000} = 91\,\%$ — limită inferioară atinsă fiind 88 %. În alte cazuri s-au obţinut chiar încărcări, temperaturi în focar şi randamente mai mari cu ligniţii de Rovinari ca de exemplu : încercările cu aer rece insuflat în zona Z_2 şi zona z_3 (tabloul nr. 5).

Tabloul nr. 5

Ligniţi de	Încărcare termică specifică a grătarului kcal/m²h	Încărcarea grătarului kg/m²h	q_4 %	η_f %	Ω %	t_f°C
Filipeşti	215 000	71,3	15,317	79,73	10,20	425,6
Rovinari	221 000	98,6	8,188	88,76	33,20	640,0

Dacă se ia în considerare că în cazul încercărilor din tabloul nr. 4, temperaturile au fost practic egale şi că zgurificarea a avut loc numai în 40% din cazuri la ligniţii de Rovinari şi 100% din cazurile ligniţilor de Filipeşti şi că s-au obţinut randamente, grade de eficacitate pentru ligniţii de Rovinari mai bune decît pentru cei de Filipeşti, iar în cazul încercărilor din tabloul nr. 5 chiar încărcări mai bune, se poate afirma că lignitul de Rovinari este mai adecvat pentru arderea pe grătare decît cel de Filipeşti.

Încercările efectuate au demonstrat clar că tipul de grătar fix în trepte nu este potrivit pentru arderea ligniţilor.

Nu se poate realiza o funcţionare continuă cu înaintarea cărbunelui pe grătar şi trecerea lui prin diverse faze de ardere pe măsura înaintării către grătarul de zgură. Încărcările termice obţinute sînt scăzute, randamentele şi gradele de eficacitate reduse, temperaturile din focar foarte coborîte, intervenţiile manuale dese.

Aceste toate dezavantaje permit să se afirme că arderea acestor ligniţi pe grătare înclinate în trepte nu se poate recomanda şi că soluţia constă, pentru instalaţii mici şi mijlocii în procedee moderne : fie grătare mecanice cu împingere răsturnată fie în strat fierbător.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Buimovici, C. Cazacu şi N. Pănoiu, *Arderea ligniţilor în strat liniştit şi răscolit.* Studii şi cercetări de energetică, 1957, nr. 1.
2. Tr. Nicolescu şi G. Singer, *Încercări de arderea turbei în focarul experimental.* Studii şi cercetări de energetică, 1957, t. VII, nr. 2, p. 159.
3. * * * *Studiul experimental al arderii a două sorturi de lignit în focarul experimental.* Lucrare internă, Inst. de energetică.
4. S. P. Kaşnikov şi V. N. Ţigankov, *Calculul agregatelor de cazane cu exemple şi probleme.* I.D.T., Bucureşti, 1957.
5. N. P. Kendîs şi I. C. Barstein, *Focare pentru arderea combustibililor locali.* Ed. energetică de stat, Bucureşti, 1954.

DESPRE SCRIEREA RAŢIONALĂ A TRANSFORMĂRII LAPLACE

DE

A. AVRAMESCU

MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R. P. R.

Încă din toamna anului 1955 am făcut o propunere Secţiei electrotehnice a Institutului de energetică al Academiei R.P.R. privind forma cea mai indicată a scrierii transformării Laplace şi a notaţiilor corespunzătoare. Cu acea ocazie am făcut şi o scurtă expunere a evoluţiei şi consacrării celor două forme curente ale transformării pe care le-aşi denumi, forma Carson-Wagner şi forma Doetsch, după autorii ale căror lucrări sînt legate fundamental de justificarea modului de scriere. Scopul principal al acelei expuneri a fost în primul rînd propunerea unor notaţii unificate pentru cele două forme de scriere, care să permită, cu timpul, mai ales celor mai puţin iniţiaţi în mînuirea acestui puternic instrument matematic, să evite confuzii şi să distingă cît mai uşor în diferitele lucrări care formă de scriere se utilizează.

I. S. Antoniu, care a fost prezent la acea expunere a făcut imediat cîteva observaţii care s-au transformat în curînd într-o notă, publicată în Studii şi cercetări de energe-

tică din 1955, nr. 3—4, p. 578—581. Din diferite motive, vin cu oarecare întîrziere să expun și să motivez punctul meu de vedere și să răspund la unele obiecții ale colegului I. S. Antoniu. Cred că expunerea de mai jos va servi într-adevăr tinerelor cadre să se orienteze mai ușor în citirea operelor privind transformarea Laplace și să o utilizeze cu mai multă siguranță.

1. În speță, propunerea mea se rezumă la a întrebuința în mod consecvent notația p pentru parametrul formei Carson-Wagner [1], [2] și notația s pentru parametrul formei G. Doetsch sau clasice [3]. Aceasta ar însemna să scriem transformarea Laplace în primul caz

$$f(p) = p \int_0^\infty e^{-pt} F(t)dt \tag{1}$$

și în al doilea caz

$$\varphi(s) = \int_0^\infty e^{-st} F(t)dt. \tag{2}$$

Funcția de timp sau funcția original fiind aceeași $F(t)$, cele două funcții imagine $f(p)$ și $\varphi(s)$ diferă prin aceea că prima este înmulțită cu parametrul, deci

$$f(p) = p\,\varphi(p). \tag{3}$$

Există astăzi numeroase tabele de perechi de funcții transformate Laplace, dintre care unele păstrează forma (1) mai veche [4], altele mai recente [5], [6], utilizează forma (2), astfel că la consultarea acestor dicționare trebuie neapărat să se stabilească mai întîi care formă s-a tabelat, spre a putea să se găsească în mod just funcția original. Dacă s-ar adopta în mod general notațiile din ecuația (1) respectiv (2) de mai sus, orice posibilitate de confuzie ar dispare.

O altă soluție ar fi să se decidă în mod cu totul general utilizarea exclusivă a uneia din cele două forme de scriere. I. S. Antoniu susține că ar trebui să abandonăm forma (1) învechită și să trecem, dintr-o serie de motive, expuse în nota sa, la scrierea (2). În cazul unei soluții de acest fel nu ar mai fi nevoie de a se fixa o notație anumită pentru parametru și acela ar putea fi, așa cum se obișnuiește în unele cărți mai recente [7], [8], sau p sau orice altă literă [5]. Numai că cele două feluri de scriere se găsesc atît în literatura de mare circulație [2], [9] cît și în scrierile recente. Deci confuzia este oricum posibilă.

Această stare de fapt se ilustrează cît se poate de pregnant în Manualul inginerului electrician, vol. I [10]. Aici, printr-un paradox și mai ascuțit [11], în partea matematică redactată de Gh. Bălan se utilizează în conexiune cu calculul operațional, forma de scriere (1) pe cînd în partea electrotehnică, redactată de I. S. Antoniu, se trece pe neașteptate la forma (2), impusă de fapt electricienilor de matematicieni [3].

În orice caz se constată din aceste cîteva date, că *există* o problemă a scrierii transformării Laplace, deci merită să se discute propuneri în vederea soluționării ei. Această discuție este însă mai puțin simplă decît propunerea propriu-zisă. Ea trebuie să țină seama de motivele raționale și obiective ce se pot invoca pro și contra, de evoluția în trecut a acestui instrument de calcul, de publicațiile importante și de mare circulație și de dezvoltarea pe care această metodă de calcul o poate lua în viitor, pentru matematicieni, fizicieni și în special pentru electricieni.

2. Dacă facem abstracție de unele propuneri, de altfel remarcabile [12], făcute de diferiți matematicieni pentru introducerea unor notații și reguli de calcul speciale pentru operatorii diferențiali [13], este incontestabil că metoda transformării Laplace s-a cristalizat din calculul operațional și reprezintă între altele o fundare matematică a acestui algoritm [2]. Pe de altă parte, calculul operațional a fost descoperit fără confirmări matematice, ci pe baza

unui simţ cu totul excepţional al fenomenelor fizice, de către marele electrician Oliver Heaviside [14]. Din simplu telegrafist, Heaviside a reuşit prin studii aprofundate a scrierilor lui Faraday, Maxwell şi alţii, să devină unul din cei mai iluştri cercetători în domeniul teoriei electromagnetismului şi a aplicaţiilor ei tehnice. În continuu conflict cu conducătorii autorităţilor şi întreprinderilor de care depindea progresul acestor aplicaţii în Anglia, mai ales cu directorul general al telegrafelor, Heaviside a fost forţat de aceşti protagonişti cu totul pe nedrept încrezuţi, să se retragă şi să ducă o viaţă de eremit. Scrierile lui fundamentale pentru progresul ulterior al electrotehnicii s-au publicat încă la sfîrşitul secolului trecut, dar nu au fost difuzate decît cîţiva ani după apariţie, cînd, din întîmplare căzînd în mîna unor specialişti, s-a descoperit marea lor valoare. Teoria justă a liniilor lungi (linia fără distorsiune), cu aplicaţii la cablurile Pupin şi liniile de înaltă tensiune, reflexia undelor electromagnetice pe pătura ionizată din atmosfera superioară, denumită azi după el, comportarea tranzitorie a circuitelor electrice, au fost studiate iniţial de el, cu o excepţională măiestrie, într-un timp în care noţiunile referitoare erau încă foarte obscure şi controversate. Am ţinut să relev aceste fapte numai pentru a dovedi că noul calcul al operatorilor introdus de Heaviside, nu apare heuristic ca un algoritm fără valoare ştiinţifică, ci el a izvorît din cunoaşterea profundă a fenomenelor şi din regulile ce au fost impuse calculelor de relaţiile fizice observate. Nu numai ca electricieni, ci şi ca oameni de ştiinţă obiectivi, nu putem fi de acord cu părerea acelora care, poate încurajaţi de atitudinea iniţial prea tranşantă a lui G. Doetsch [3], nu au avut nici un cuvînt de preţuire pentru calculul operaţional. Teorema dezvoltării a lui Heaviside a fost în realitate primită în diferite cărţi de matematici superioare, chiar înainte de a i se da justificarea teoretică de către K. W. Wagner [15]. G. Giorgi a reuşit să dea foarte curînd [16] calculului operaţional o formă are să nu fie în discordanţă flagrantă cu regulile matematicii. Mai greu s-a găsit justificarea transformării seriilor asimptotice [1]. Pentru acestea a trebuit să se impună şi restricţiile în care valabilitatea operaţiilor indicate este asigurată [3]. Lucrările care au adus o teoremă nedemonstrată, dar perfect valabilă şi un algoritm, bazat pe analogii şi pe un pronunţat simţ fizic, în cadrul cunoştinţelor matematice, tratate cu toată rigoarea, au meritul de a fi îmbogăţit patrimoniul ştiinţei şi de a fi asigurat aplicaţiilor o bază solidă, cu care inginerii sînt deprinşi şi de acord. Dar am fi nedrepţi să devalorizăm strădaniile acelora care au descoperit şi fondat o metodă de calcul pentru studiul fenomenelor tranzitorii, metodă care atît înainte cît şi după demonstrarea ei matematică a dat şi va da rezultate foarte importante în fizică şi tehnică.

Electricienilor le revine rolul de a apăra patrimoniul cunoştinţelor adunate din aplicarea calculului operaţional, de a le verifica şi îmbogăţi, în general de a înţelege rostul fenomenologic al operaţiilor matematice, de a nu renunţa la simţul realităţii fizice în contemplarea formulelor, de a da acestora formule un înţeles care se poate transpune în realitatea fizică şi tehnică. Din acest punct de vedere însă forma (1) este de preferat formei (2).

În afară de faptul că scrierea (1) a transformării permite, aşa cum susţinea K. W. Wagner [2] şi cum a arătat Gh. Bălan [10], o legătură perfectă cu toate tratatele privind calculul operaţional, stabilind astfel o continuitate binevenită în evoluţia calculelor privinp fenomenele tranzitorii, se pot găsi şi alte motive mai obiective pentru menţinerea acestei forme, cel puţin în lucrările electrotehnice.

3. În primul rînd forma (1) lasă dimensiunile invariante. Într-adevăr, dacă t este un timp, atunci p trebue să aibă dimensiunea T^{-1} spre a reduce dimensiunea exponentului pt la un număr. Cum pdt este de asemenea fără dimensiune, rezultă că $[f(p)] = [F(t)]$ adică cele două funcţii au aceeaşi dimensiune. Deci o constantă rămîne *aceeaşi* constantă, o tensiune se transformă într-o tensiune, un curent într-un curent, atunci cînd se trece de la domeniul

original la domeniul imagine. Din contra în scrierea (2) funcţia imagine $\varphi(s)$ are dimensiunea funcţiei $F(t)$ înmulţită cu timpul : $[\varphi(s)] = T[F(t)]$. Un curent se transformă într-o sarcină electrică, iar o tensiune într-un flux. În multe cazuri însă mărimile imagine nu îşi păstrează o semnificaţie fizică. De exemplu, o sarcină electrică se transformă într-o mărime care are dimensiunea coulomb-secundă (Cs). Desigur că s-ar putea obiecta, că acest amănunt nu împietează asupra eficacităţii metodei, deoarece prin transformarea inversă mărimile originale reapar. Dar ceea ce se pierde este tocmai semnificaţia fizică a formulelor în domeniul transformat. Or, un fizician sau inginer poate trage foloase mari din posibilitatea de a recunoaşte în formule anumite mărimi fizice. Realitatea este că toate legile electromagnetismului în care timpul nu intră în mod explicit, se transmit nealterate în domeniul transformat. Dar şi acelea în care intră timpul se pot trece în domeniul imagine prin aplicarea transformării (1), numai că de acest artificiu se poate servi şi transformaţia (2), fără a se păstra totuşi semnificaţia fizică originală. Pentru a ilustra acest avantaj al transformaţiei (1) să dăm un exemplu din experienţa proprie.

În calculul pătrunderii cîmpului electric într-un conductor cilindric la aplicarea treptei unitare a tensiunii tangenţiale exterioare, ecuaţiile diferenţiale parţiale de tip parabolic se modifică prin transformarea Laplace în ecuaţii ordinare de tip Bessel [17]. O condiţie la frontieră este dată de simetria cîmpului în axul cilindrului. A doua condiţie se stabileşte prin aplicarea legii circuitului magnetic de-a lungul circumferinţei (scrisă în unităţi raţionalizate) : $2\pi rh = i$, care se ia pe suprafaţa cilindrului pentru a se introduce curentul total în formulă. Cîmpul magnetic se înlocuieşte apoi cu cîmpul electric f pe baza legii inducţiei rot $f = -p\mu h$. Eu susţin că aceste operaţii nu se pot realiza cu o atare siguranţă şi în deplina cunoştinţă a fenomenelor fizice dacă scrierea de exemplu a celor două legi ale lui Maxwell este perturbată de coexistenţa unui timp suplimentar în formule. În cazul de sus nu este nici o nevoie a se părăsi domeniul imagine pentru a se formula o condiţie la limită, ci se aplică legile fundamentale ale electromagnetismului ca în domeniul original, cu corecţia amintită privind timpul.

Un alt exemplu din aceeaşi sferă de probleme l-a relevat K. W. Wagner în cartea sa [2], observînd că expresia rezistenţei operaţionale sau complexe a unui conductor cilindric este de fapt legea lui Ohm în domeniul imagine, în care scrierea ei explicită este posibilă, pe cînd în domeniul original nu.

Al treilea exemplu îl putem lua din recenta carte a prof. Pl. Andronescu [20] despre calculul operaţional. Înscriindu-se în mod conştient pe linia urmată în general de fizicieni, Pl. Andronescu, împleteşte justificările matematice, cu fondul fizic al relaţiilor. De aceea, el insistă a scrie ecuaţiile imagine într-o formă în care electricienii le recunosc imediat fondul fizic. În ecuaţia

$$i(p) = \frac{u(p)}{f(p)}, \tag{4}$$

$f(p)$ este pentru un matematician numai o expresie a cărei anulare dă ecuaţia caracteristică. Pentru un electrician $f(p) = Z(p)$ este o impedanţă operaţională, care are un sens, în analogie cu $Z(j\omega)$ impedanţa complexă, pe care electricienii o simt în realitate.

Să reţinem deci, că forma de scriere (1) permite să efectuăm în domeniul imagine calculele nu numai după simple reguli matematice, ci să le îmbogăţim prin aspecte şi relaţii fizice, care pot fi foarte avantajoase în rezolvarea problemelor.

4. O altă proprietate foarte preţioasă a transformării (1) este următoarea dublă relaţie asimptotică :

$$\lim_{t \to \begin{cases} 0 \\ \infty \end{cases}} |F(t)| = \lim_{p \to \begin{cases} \infty \\ 0 \end{cases}} |f(p)|, \tag{5}$$

care se relevă ca un deosebit avantaj al formei (1) în cartea recentă a tînărului cercetător polonez S t. W ę n g r z y n [18] care a vizitat țara noastră în cursul verii 1957. Utilizînd această proprietate cunoscută de mult, cercetătorii italieni C o c c i și S a r t o r i au dedus într-o memorabilă, dar puțin cunoscută lucrare [19], o interesantă relație pentru constanta de timp a fenomenelor tranzitorii cu timp mort inițial (subtangentă infinită), și anume

$$T = \frac{|f'(0)|}{|f(\infty)| - |f(0)|}, \tag{6}$$

care se poate utiliza cu folos la determinarea acestui parametru important, pe o cale mult mai scurtă decît cea obișnuită. Definiția (6) exprimă cu ajutorul relațiilor asimptotice (5) că T este raportul dintre suprafața închisă de curbă și valoarea inițială. Operațiile se fac numai cu funcții imagine, iar rezultatul este în domeniul original.

Nu se poate contesta că există posibilitatea de a deduce o relație similară cu (6) și din forma (2) a transformației Laplace. Dar este foarte îndoielnic că s-ar putea deduce atît de ușor relația (6), cum s-a făcut în lucrarea [19] de către savanții italieni. Motivul este același, în fond, ca acel invocat la punctul 3, anume forma (2) permite a intui mai bine relațiile fizice în domeniul transformat.

5. Atitudinea cercetătorilor, care au căutat să găsească o justificare matematică pentru calculul operațional a fost diferită. Unii au ținut să păstreze înțelesul fizic al relațiilor imagine și în consecință au rămas la forma (1) de scriere a transformării. Între aceștia cei mai de seamă sînt K. W. W a g n e r și B. van der P o l [21], *ambii fizicieni* cu deosebite cunoștințe matematice. B. van der P o l îmi spunea cînd l-am întîlnit în 1938, că, spre mirarea matematicienilor, scoate din mînecă relații noi între funcțiile transcendente superioare cu ajutorul calculului „simbolic", cum numește dînsul calculul operațional matematizat. Cartea lui nouă despre transformația Laplace bilaterală [22], tradusă și în limba rusă, confirmă posibilitățile excepționale ale acestui mare cercetător nu numai în electrotehnică, dar și în domeniul matematicilor superioare.

Alții ca T. J. I. A. B r o m w i c h [23] au făcut legătura mai directă cu forma originală (1) a transformării Laplace și cu transformarea inversă Mellin [7], din care cauză au preferat să treacă la această formă. Ei toți sînt *matematicieni*.

Exagerînd oarecum această linie, G. D o e t s c h face tabula rasa și construiește din nou metoda, fără a ține seama de antecedente, întrebuințînd cu măiestrie teoria funcțiilor de variabilă complexă. Pentru dînsul [3] calculul operațional este un accident minor, fără nici o bază și fără justificare. Totul trebuie început din nou. Decît că aparatul matematic cu care lucrează este ermetic și cu totul inaccesibil inginerilor. În opera sa fundamentală [9] în trei volume, un monument impresionant de vigoare și profundă gîndire matematică, această atitudine este mult mai atenuată. În sfîrșit în ultimele sale scrieri [24], [25] el caută, probabil sub presiunea necesităților, căi de apropiere de aplicațiile tehnice. Breviarul [24] privind nstrucțiuni pentru folosirea transformării Laplace este foarte caracteristică pentru că relevă o atitudine oarecum schimbată. Renunțînd la demonstrații, se face o încercare de a spune esențialul pe înțelesul inginerilor. Unde intervin complicații autorul întrebuințează semnul stop ⚠ cunoscut din circulație, pentru a avertiza cititorul, că există oarecare restricții, sau sînt de luat precauții. Cît de aproape este în fond această atitudine de regulile calculului operațional la care apar de asemenea restricții! Totuși nu se poate afirma că breviarul ar fi renunțat la rigoarea matematică. El cristalizează din multe puncte de vedere atitudinea cea mai potrivită a matematicienilor care vor să dea o mînă de ajutor inginerilor. Dar D o e t s c h rămîne și aici matematician. Pentru el nu există mărimi, ci numai numere, ceea ce se spune în text [24]. Nici t nu reprezintă timpul, ci un număr. Matematică pură. Ce să facă inginerii și fizicienii care sînt obișnuiți a calcula cu mărimi fizice?

6. Pentru exprimarea relațiilor și legilor fizice se întrebuințează în ultimul timp din ce în ce mai mult scrierea cu mărimi fizice, adică valori numerice înmulțite cu o unitate corespunzătoare. În sisteme coerente de unități factorii numerici parazițI dispar, iar relația scrisă în acest fel este valabilă în orice sistem coerent de unități [26]. În același timp, în anumite condiții aceste relații sînt valabile și pentru valorile numerice ale mărimilor. În trecut, și mai ales în sisteme necoerente de unități sau în relații empirice, literele din formule reprezentau de fapt valorile numerice. Cu aceste valori numerice se pot face toate operațiile matematice fără nici o restricție. Astfel s-ar putea justifica întrebuințarea formei (2) prin aceea că literele înseamnă doar numere.

Dar fizicienii și inginerii nu vor renunța la relații între mărimi, deoarece ele au un conținut mai complet și reprezintă mai degrabă fenomenele fizice [27]. Deci, așa cum s-a arătat mai sus, ei vor trebui să încline spre forma de scriere (1) care păstrează dimensiunile mărimilor.

7. Din punctul de vedere al notațiilor ar mai rămîne deschisă problema *scrierii prescurtate* a transformării Laplace. În această privință există o și mai mare confuzie în literatură, deoarece atît forma (1) în [1], [2], cît și forma (2) în [3] se notează cu litera $\mathcal{L}$. Or, după cum rezultă din (3), există o diferență esențială între cele două forme. Mai există multe alte notații dintre care amintim

$$(1)\quad f(p) \doteqdot F(t) \qquad \text{la van der Pol}$$

$$\left.\begin{array}{ll}(1) & f(p) \subset F(t) \\ (2) & \varphi(s) \sqsubset F(t)\end{array}\right\} \quad \text{la Mc Lachlan}$$

$$(2)\quad \varphi(s) \bullet\!\!-\!\!\circ F(t) \qquad \text{la Doetsch.}$$

Pentru a nota transformarea inversă se inversează semnele iar în cazul literei $\mathcal{L}$ se scrie în mod logic $\mathcal{L}^{-1}$. Notațiile geometrice de mai sus nu se pot confunda, în schimb la litera $\mathcal{L}$ confuzia este completă.

S-a făcut propunerea ca (1) să se noteze cu $\mathcal{C}$ inițiala lui Carson, dar fără mult succes. De fapt ambele forme reprezintă transformarea Laplace. Totuși forma (2) este cea indicată de Laplace.

Aș îndrăzni să propun pentru forma (1) litera $\mathcal{L}$ iar pentru forma (2) litera $\mathcal{L}$. Important ar fi doar să se cadă de acord asupra unei notații unice.

8. În cele de mai sus am căutat să susținem scrierea sub forma (1) a transformării Laplace și justificarea unei propuneri pentru notații unificate. Bineînțeles că sîntem de acord cu unele motive invocate de I. S. Antoniu în susținerea scrierii exclusive a formei (2), ca analogie mai mare cu transformarea Fourier [28] și aplicația mai directă în teoria automatizărilor [25], unde funcția de transfer se exprimă în forma (2).

Dar nu sîntem de acord ca electricienii să părăsească forma (1) care este istoric, fizic, aș putea spune organic, legată de istoria fenomenelor tranzitorii electrice. Faptul că acest lucru nu se va întîmpla rezultă clar din prefața la a doua ediție a cărții lui K. Wagner [2] și nu în ultimă instanță, din recenta carte a lui Pl. Andronescu [20] pentru care matematica este un instrument de cercetare și cunoaștere a fenomenelor.

Această părere și speranță se consolidează în ultimul timp, în urma unor lucrări matematice remarcabile, care au reușit să dea calculului operațional baza matematică riguroasă fără a face apel la transformarea Laplace.

Se știe de mult că metoda operațională se poate justifica matematic în aplicarea sa la rezolvarea ecuațiilor diferențiale ordinare [9]. Mai bine-zis, în lucrările marilor matematicieni Lagrange, Laplace, Cauchy, Boole se găsesc tendințe de a considera operatorul diferențial $\partial/\partial_x = D$ ca o mărime multiplicativă, datorită proprietății $D^m D^n Y = D^{m+n} Y$. Pe această cale se poate deduce o metodă operațională pentru rezolvarea ecuațiilor

diferențiale ordinare $f(D)Y = F$. Soluția formală $Y = F/f(D)$ se interpretează făcînd uz de desfacerea funcțiilor în factori liniari. Ceea ce matematicienii îi reproșează lui Heaviside este însă faptul că aplică aceeași metodă la rezolvarea ecuațiilor diferențiale parțiale. În acest caz, în ecuația operațională apar expresii transcendente ale operatorului D care nu se pot interpreta prin metode elementare. Transformarea Laplace permite tocmai precizarea limitelor în care calculul operațional se poate justifica.

Față de aceasta, matematicianul I. Mikusinski [29] reușește să demonstreze justificarea calculului operațional și în acest caz, făcînd apel la teoria grupurilor. Mai mult, în acest caz, o mulțime de restricții impuse de transformarea Laplace, ca spre exemplu, comportarea la infinit, condițiile de unicitate etc. se pot formula mai general. În schimb calculul operatorilor este mult mai complicat decît cu transformarea Laplace.

Astfel pare că ultimul motiv al matematicienilor contrariați de empirismul metodei operaționale își pierde valabilitatea.

Din aceste considerații ar rezulta deci pentru fizicieni și tehnicieni, mai ales electrotehnicieni, următoarea cale de urmat.

În locul calculului operațional tip Heaviside aș îndrăzni să recomand, în toate problemele electrice în care soluția formală apare sub forma legii lui Ohm, a se întrebuința transformarea Laplace sub forma Carson-Wagner spre a nu modifica dimensiunile și a putea lucra cu legile electromagnetice în domeniul imagine. În calcule teoretice, cu mărimi fără dimensiune se poate face apel la forma clasică a transformării Laplace.

BIBLIOGRAFIE

1. J. R. Carson, *Electric transients and operational calculus.* New York, 1926.
2. K. W. Wagner, *Operatorenrechnung und Laplacesche Transformation.* J. A. Barth, Leipzig, 1950.
3. G. Doetsch, *Theorie und Anwendung der Laplace-Transformation.* J. Springer, Berlin, 1937.
4. P. Humbert et N. W. McLachlan, *Formules nouvelles pour le calcul symbolique,* Bull. Soc. Math. Fr., 1937, t. 65, p. 119.
5. G. Doetsch, *Tabellen zur Laplace-Transformation.* J. Springer, Berlin, 1947.
6. I. M. Rîjik și I. S. Gradstein, Tabele de integrale, sume serii și produse. Ed. tehnică, București, 1955.
7. N. W. McLachlan, *Complex variable and operational calculus with technical applications.* Univ. Press, Cambridge, 1939.
8. M. I. Kantorovici, *Calculul operațional și fenomenele tranzitorii în circuitele electrice.* Ed. energetică de stat, București, 1955.
9. G. Doetsch, Handbuch der Laplace-Transformation. Birkhäuser, Basel, 1950, 1956.
10. * * * *Manualul Inginerului Electrician.* Ed. tehnică, București, 1953, vol. I.
11. A. Avramescu, C. Bălă și I. Solomon, *Manualul Inginerului electrician.* Vol. I; Recenzie. Studii și cercetări de energetică, 1956, nr. 3—4, p. 586.
12. V. A. Ditkin i P. I. Kuznețov, Spravocinik po operaționomu iscisleniu. GITTL, Moscova, 1951.
13. A. R. Forsyth, *A Treatise on Differential Equations.* Macmillan, London, 1933.
14. O. Heaviside, *Electromagnetic Theory.* London, 1899.
15. K. W. Wagner, *Über eine Formel von Heaviside zur Berechnung von Einschaltvorgängen.* Arch. Elektrotechn., 1916, t. 4, p. 159.
16. G. Giorgi, *Il metodo simbolico nello studio delle correnti variabili.* Atti Ass. electr. Ital., 1904, t. 8, p. 65—141.
17. A. Avramescu, *Efectul pelicular tranzitoriu.* Bul. științ. Acad. R.P.R., 1952, nr. 3—4, p. 225—239.
18. S. Wengrzyn, *Rachunek operatorowy.* Panst. Wydown. Nauk. Varșovia, 1955.
19. G. Cocci, R. Sartori, *Contributo allo studio delle reti per communicazioni elettriche.* Mem. R. Ist. Lombard, 1938, t. 26, p. 41—123.

20. Pl. Andronescu, *Aplicarea calculului operațional în studiul circuitelor electrice.* Ed. tehnică, București, 1957.
21. B. van der Pol a. K. F. Niessen, *Symbolic calculus.* Phil. Mag., 1932, t. 13, p. 537—577.
22. B. van der Pol a. H. Bremmer, *Operational calculus based on the two-sided Laplace integral.* Univ. Press., Cambridge, 1950 (traducere în limba rusă IIL, Moscova, 1952).
23. T. J. I. A. Bromwich, *Normal coordinates in dynamical systems.* Proc. Lond. math. Soc. (2), 1916, t. 15, p. 401.
24. G. Doetsch, *Anleitung zum Gebrauch der Laplace-Transformation.* Oldenbourg, München, 1956.
25. R. Herschel, *Die Laplace-Transformation und ihre Anwendung in der Regelungstechnik.* Oldenbourg, München, 1956.
26. J. Wallot, *Schwachstromtechnik.* J. Springer, Berlin, 1939.
27. J. Fischer, *Einführung in die klassische Elektrodynamik.* J. Springer, Berlin, 1936.
28. G. A. Campbell, R. M. Foster, *Fourier integrals for practical application.* Bell. Tel. Monogr., New York, 1931.
29. I. Mikusinski, *Rachunek operatorowy*, Varșovia, 1954.

N. W. MCLACHLAN, *Theory and application of Mathieu functions* (Teoria și aplicația funcțiilor Mathieu) Clarendon Press, Oxford, 1951, 401 pag.

În acest manual, se sintetizează tot ceea ce s-a studiat pînă la data apariției lui (1947) în domeniul ecuațiilor diferențiale de tip Mathieu și Hill. Expunerea este urmată de cîteva aplicații tehnice care pun problema rezolvării unor ecuații de acest tip.

Deși lucrarea este apărută de mult, totuși, după cum se pare ea este destul de puțin cunoscută de către tehnicienii din R.P.R. De aceea, mi-am propus ca, prin această recenzie să încerc să arăt importanța lucrării, contribuind astfel la stimularea interesului către studiul și aplicațiile tehnice ale acestor funcții.

Ecuațiile Mathieu sînt de următoarea formă :

$$\frac{d^2y}{dx^2} + (a - 2q \cos 2x)\, y = 0 ;$$

$$\frac{d^2y}{dx^2} - (a - 2q \operatorname{ch} 2x)\, y = 0.$$

Ecuația Hill este de forma

$$\frac{d^2y}{dx^2} + [a - 2q\, \psi(2x)]\, y = 0 .$$

Primul tip al ecuațiilor Mathieu se integrează prin metoda dezvoltării în serie.

Pentru aceasta, consideră soluția $y = A\, y_1 + B y_2$, în care $y_1 = e^{\mu x} \Phi(x, -\sigma)$ și $y_2 = e^{-\mu x} \Phi(x, -\sigma)$, μ și σ sînt parametri auxiliari introduși.

Se dezvoltă în serie a și μ în funcție de q și σ, $\Phi(x, \sigma)$ fiind o funcție de x și σ. Se pune condiția de stabilitate. Pe baza acestor soluții se pot găsi domenii de stabilitate și instabilitate.

În cazul celui de al doilea tip al ecuației Mathieu, rezultatele sînt analoge, numai că trebuie înlocuiți termenii în sin și cos din rezultatele primului tip al ecuației Mathieu, cu termen în sh și ch. Această soluție se poate scrie și sub forma unei sume de funcții Bessel.

În cazul ecuației Hill, sub forma generală, soluția este extrem de complicată și nu cred că poate prezenta aplicații în tehnică. Este însă interesant cazul, care se poate întîlni deseori în practică, în care ecuația Hill se poate pune sub forma

$$\frac{d^2y}{dx^2} + \left[\theta_0 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \theta_{2n} \cos 2rx\right] y = 0,$$

În acest caz ecuația se poate studia după aceleași metode ca și studiul general al ecuației Mathieu și se pot găsi condițiile de stabilitate.

Mai sînt desbătute și alte probleme, a căror importanță practică pare a fi mai redusă, cum ar fi : cazurile cînd q sau a din ecuația Mathieu sînt imaginare, găsirea unor soluții integrale etc.

Partea a doua a lucrării tratează aplicațiile tehnice și fizice ale ecuațiilor Mathieu și Hill.

Una din aplicațiile tehnice importante este mișcarea bobinei unui difuzor cu bobină mobilă.

Se arată că ecuația diferențială a mișcării, se poate aduce la forma unei ecuații Mathieu, sau dacă ținem seama și de forța de frecare, la o ecuație Mathieu cu termen în prima derivată.

Altă aplicație este studierea unui circuit oscilant, la care capacitatea variază periodic. Ecuația diferențială este transformată într-o ecuație Mathieu, în care apare ca modulată pulsația de rezonanță dacă se fac anumite neglijări. Se arată și domeniile de instabilitate, adică acelea în care circuitul se autoexcită.

Alte probleme practice dezbătute de lucrare sînt :

Rezolvarea sistemelor vibratorii, cu ajutorul ecuației undelor, difuzia electrică și termică, ghidurile de unde electromagnetice și difuzia undelor electromagnetice.

După cele expuse, se poate observa că acest manual este foarte important de studiat, deoarece este singurul care pînă astăzi sintetizează toate problemele legate de ecuațiile Mathieu și Hill. Importanța lui rezultă și din faptul că, s-a găsit necesar să fie tradus și în limba rusă.

O apreciere critică ar putea da la iveală și unele deficiențe, ca de exemplu, expunerea care este foarte greoaie, obositoare, iar ordinea problemelor tratate nu pare a fi cea mai potrivită. În afară de acestea, unele probleme de importanță practică, sînt foarte superficial tratate, și anume : găsirea condițiilor de stabilitate ale ecuațiilor Hill, precum și tratarea ecuațiilor cu membrul al doilea.

De asemenea, probleme tehnice foarte importante, sînt tratate incomplet, ca de exemplu, problema ghidurilor de undă și problema difuziei undelor electromagnetice.

În aplicațiile practice au loc anumite simplificări care au ca scop să aducă diferitele ecuații diferențiale tip Hill la ecuații Mathieu. Astfel de neglijări sînt efectuate pentru studiul circuitelor electrice cu parametri variabili și la studiul ecuației ghidurilor de undă. În primul caz se neglijează termenii în ε la puteri mai mari ca 1 (ε fiind gradul de modulație al parametrului variabil) și în al doilea caz termenii ξ la puteri mari ca 2 (ξ este raportul $\frac{\omega x}{\theta}$, x fiind lungimea ghidului de undă).

Această neglijare nu este posibilă întotdeauna, deoarece ε poate lua valori apreciabile ($\varepsilon = 0{,}4 - 0{,}5$) iar frecvența în ghiduri de undă poate atinge valori de sute de MHz, comparabilă ca valoare numerică cu aceea a lui c. Dacă nu se fac aceste neglijări avem de a face cu o ecuație Hill ; or, după cum a fost arătat într-o lucrare publicată la „Al IV-lea Congres al matematicienilor romîni", diagramele de stabilitate $\theta_0 - \theta_2$, ale funcției Hill, diferă substanțial diagramele de stabilitate $a - q$, ale funcției Mathieu*).

În concluzie, lucrarea poate constitui un îndreptar prețios pentru studiul ecuațiilor Mathieu-Hill. Aplicațiile tehnice trebuie însă făcute în mod critic, cumpănind cu grijă fiecare concluzie ce rezultă din rezolvarea ecuațiilor de acest tip.

D. Nestorescu

---

*) M. Marinescu și D. Nestorescu, *Stabilitatea funcțiilor Hill și aplicații în tehnică*, Bul. științ. Acad. R.P.R., nr. 2, 1957.

L. A. TEITLIN, *Induktivnostișin priamouglonovo secenia pri rezkò vîrajenom poverhnostnom efekte* (Inductanța barelor cu secțiune dreptunghiulară în cazul unui efect pelicular pronunțat). Elektricestvo, 1956, t. 76, nr. 11, p. 43—50.

Barele de secțiune dreptunghiulară, din cupru, aluminiu și oțel, se folosesc în largă măsură în stațiile și substațiile de distribuție. Aceste bare ating dimensiuni de același ordin de mărime cu adîncimile de pătrundere ale undelor electromagnetice în materialul barei. Din această cauză la frecvența de 50 Hz repartiția curentului în secțiunea barelor diferă considerabil de cea uniformă, în special în cazul barelor de fier la care permeabilitatea magnetică este foarte mare.

De aici reiese că la determinarea rezistenței active și reactanței barelor de mare secțiune trebuie luat în considerație efectul pelicular și efectul de proximitate. Cea mai mare atenție trebuie acordată rezistenței active a barelor, deoarece variația rezistenței active provocate de efectul pelicular este mai importantă decît variația corespunzătoare a inductanței barelor.

În articolul de față se încearcă un studiu mai aprofundat al acestei probleme.

Avînd în vedere dificultățile considerabile legate de soluționarea sub forma generală a problemei, autorii se limitează numai la cazul efectului pelicular pronunțat, cînd tot curentul ce trece prin bare poate fi considerat concentrat într-un strat foarte subțire la suprafață. Compararea rezultatelor, obținute pentru acest caz cu formulele cunoscute, permite stabilirea limitelor între care variază inductanța cu frecvența și deci aprecierea inductanțelor în cazurile pentru care soluționarea riguroasă nu este posibilă.

Problema calculării inductanțelor poate fi divizată în două părți și anume :

a) determinarea inductanțelor externe care se referă numai la fluxul dintre bare,

b) determinarea inductanțelor interne care țin seama de fluxul care pătrunde în interiorul conductoarelor.

În cazul barelor de cupru sau aluminiu nu joacă rol decît inductanța externă cea internă fiind neglijabilă.

În cazul barelor de fier dimpotrivă inductanța internă este importantă, însă poate fi calculată precis cu formula lui Neumann.

Așadar, în orice caz problema se reduce la calcularea inductanței externe, căreia dealtfel îi este destinată această lucrare.

Articolul studiază configurațiile mai importante din punct de vedere practic, și anume, formele sub care se întîlnesc barele stațiilor și substațiilor în practica energetică.

Inductanțele calculate sînt pentru : benzi, pachete de benzi, bare de grosime finită distanțate considerabil între ele, bare de grosime finită apropiate între ele, pachete de bare formate din benzi și pentru interiorul barelor.

Se consideră că pentru barele paralele, lungimea undei electromagnetice în aer depășește cu mult dimensiunile transversale ale sistemului de bare și de aceea cîmpul poate fi considerat cvasistaționar și aflat în plane paralele. Acest cîmp poate fi reprezentat printr-o funcție analitică care leagă variabila complexă $Z = x + jy$ de potențialul magnetic complex $w = u + j\omega$. Prin aceasta în cazul efectului pelicular pronunțat, cele mai apropiate linii ale cîmpului exterior de suprafața barelor, trebuie să se confunde la limită cu contururile secțiunilor transversale ale barelor respective. În felul acesta determinarea cîmpului magnetic între bare în cazul ce ne interesează se reduce la căutarea funcției analitice $w(z)$ pentru care conturul secțiunii transversale a barelor se dovedește linie de curent $v(x, y) = \text{const}$. Pentru soluționarea acestei probleme se folosesc metode de calcul specifice electrostaticii, folosindu-se

transformările conforme și teorema lui Schwartz. Una din dimensiunile secțiunei transversale a barei fiind de cîteva ori mai redusă de cît cealaltă se poate simplifica problema considerîndu-se în primă aproximație această dimensiune egală cu zero, adică se reduce bara la o bandă infinit de subțire.

Această simplificare permite obținerea unei soluții exacte, valabilă pentru orice distanță între bare, dînd în același timp posibilitatea aprecierii influenței efectului de proximitate respectiv deformarea cîmpului unei bare datorită prezenței celeilalte.

În încheiere se dau o serie de aplicații practice care ilustrează și precizează metodele de calcul dezvoltate în articol.

Lucrarea face parte dintr-o serie de studii închinate refulării curentului și cîmpului în conductoare masive, ce s-au întreprins în Uniunea Sovietică, scopul principal fiind elucidarea unor probleme practice din producția industrială, cum sînt încălzirea prin curenți de înaltă frecvență, alimentarea consumatorilor de mari curenți alternativi (cuptoare electrice) etc. Partea teoretică a acestor studii, în legătură mai ales cu felul cum se comportă fierul în cîmpul electromagnetic, este concentrată în lucrările lui N e u m a n, la care se referă și autorul.

Articolul prezentat nu se poate caracteriza de a fi de anvergură. Totuși delimitarea valabilității calculului la efecte de refulare pronunțate și cîteva aproximații consimțite de la început au permis tratarea problemei matematice a cîmpului din interiorul conductorului, cu toată rigoarea necesară. Astfel lucrarea se poate considera ca formînd o etapă în urmărirea prin calcule a fenomenelor și un punct de plecare pentru noi cercetări.

Sergiu Șapira

AUTOREFERAT

P. DIMO, *Supratensiunile staționare în rețelele de transport de energie cu neutrul izolat. Organizarea punctului neutru.* Revue générale de l'Electricité, iunie 1957, p. 297—307.

Azi se consideră încă pentru rețelele de înaltă tensiune cu neutrul izolat, că supratensiunea principală de natură internă a acestor rețele care apare la punerea la pămînt a unei faze, s-ar datori arcului intermitent, conform unor teorii mai vechi (1914—1918), teorii *care pînă azi nu au putut fi dovedite pe cale experimentală.* Azi, pentru a evita dezavantajele acestor supratensiuni observate în trecut, rețelele de înaltă tensiune se leagă cu neutrul la pămînt într-un mod oarecare. În studiul de mai sus se arată că supratensiunea principală a rețelelor de înaltă tensiune (peste 60 kV) dacă nu ar avea neutrul tratat, ar fi cea datorită autoexcitației generatorilor în momentul punerii la pămînt a unei faze. Acest fenomen apare atît în gol cît și în sarcină, chiar se poate arăta că sarcina de multe ori poate amplifica fenomenul.

Această concluzie nouă asupra naturii supratensiunii interne, explică observațiile din trecut asupra rețelelor și explică în același timp și rezultatele încercărilor pe viu care nu au constatat „arc intermitent" și în conformitate cu care trebuia dată altă explicație. Autorul stabilește o formulă simplă de calcul pentru aprecierea mărimii acestor supratensiuni și cazurile în care asemenea fenomene sînt posibile. Se mai arată cauzele care pot amplifica asemenea supratensiuni. Se dau de asemenea rezultatele încercărilor pe un model de rețea și concluziile acestor încercări, executate la Institutul de energetică al Academiei R.P.R., de colectivul de rețele. În concluzie se arată că este cazul să se revizuiască concepția generală admisă azi în legătură cu arcul intermitent, și să se controleze tratarea neutrului pe calea arătată.

ABONAMENTELE SE FAC LA OFICIILE POŞTALE,
PRIN FACTORII POŞTALI ŞI DIFUZORII VOLUNTARI
DIN ÎNTREPRINDERI ŞI INSTITUŢII

ÎNTREPRINDEREA
POLIGRAFICĂ nr. 3.
BUCUREȘTI

Lei 5.

C. 403